



저작자표시-비영리-동일조건변경허락 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.
- 이차적 저작물을 작성할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



동일조건변경허락. 귀하가 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공했을 경우에는, 이 저작물과 동일한 이용허락조건하에서만 배포할 수 있습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사학위논문

주입액 점성과 주입속도 변화가
수압파쇄 거동에 미치는 영향에 관한
실험적 고찰

**Experimental study on hydraulic fracturing
using different injection fluids and rates**

2014년 7월

서울대학교 대학원
에너지시스템공학부
허 찬

초 록

암반공학에서 수압파쇄법은 현지암반응력의 측정과 지열에너지 및 석유, 가스 개발 등에서 수리자극을 위한 방법으로 널리 사용되고 있다. 수압파쇄 실험의 결과로 얻어지는 일차파쇄압력, 균열개구압력, 균열폐쇄압력 등은 현지암반 응력측정에 중요한 자료이기에 이에 대한 정확한 평가가 중요하다. 현재 수압파쇄 시 수리자극의 효과를 증진시키기 위한 목적으로 다양한 주입액과 주입속도가 사용되고 있는데, 이는 일차파쇄압력, 균열개구압력, 균열폐쇄압력 값에 영향을 준다. 또한 주입액 점성과 주입속도는 수압파쇄 시 생성되는 균열의 거동에도 영향을 미친다.

따라서 본 연구에서는 암석의 강도범위에 속하며 역학적으로 취성거동을 보이는 시멘트 모르타르 시험편을 사용하여 네 가지 주입액 점도 (1, 100, 500, 1000 cst) 와 세 가지 주입속도 (2, 10, 50 ml/min)를 사용하여 수압파쇄 실내시험을 수행하였으며 이로부터 주입액 점도와 주입속도가 수압파쇄 거동에 미치는 영향을 고찰하였다.

주입액 점도와 주입속도가 증가할수록 일차파쇄압력은 증가하는 경향을 보였으며, 이는 주입 유체의 시편 내 침투와 관련된 것으로 판단된다. 균열개구압력은 주입액 점도와 비례관계에 있었으며, 압력증가 속도 및 감소속도는 주입액 점도와는 무관하며 주입속도와 비례관계를 보였다.

균열폐쇄압력은 주입액 점도와 주입속도와 무관한 것으로 판단되었으며, 균열폐쇄압력 감소속도는 주입속도와 비례관계에 있고, 균열의 길이와 관련된 것으로 판단된다.

일차파쇄압력과 균열개시압력을 주입액 점도와 주입속도에 따라 비교하였으며, 이를 사용하여 수압파쇄 인장강도를 산정하고 그 값을 비교

하였다. 인장강도는 주입액 점도와는 무관한 경향을 보였으며, 일차파쇄 압력을 이용한 인장강도는 빠른 주입속도에서 높게 평가되어, 균열개구 압력을 이용한 인장강도 산정을 제시하였다. 이와 더불어 미소파괴음 누적개수를 통한 균열평가를 실시하였고, 모멘트텐서 해석을 통해 각 시험의 균열전파형태를 고찰하였다. 또한 벤토나이트 주입액을 사용한 수압파쇄 실내시험을 수행하여 일차파쇄압력이 나타나지 않는 수압파쇄거동을 관찰 하였다.

주요어: 수압파쇄, 실내시험, 주입액 점도, 주입속도, 모멘트텐서 해석, 미소파괴음 개수

학 번 : 2012-23289

목 차

List of Figures	v
List of Tables	xii
1. 서론	1
2. 배경 이론	5
2.1 수압파쇄에 의한 균열성장	8
2.1.1 탄성모델	8
2.1.2 공극탄성모델	9
2.2 균열폐쇄압력	11
2.3 균열전파형태	14
3. 수압파쇄 실내시험 방법	18
3.1 주입액 및 시험편 제작	18
3.1.1 CMC 주입액	18
3.1.2 벤토나이트 주입액	20
3.1.3 시험편 제작	21
3.2 시험장치의 구성	24
3.2.1 이축압축 장치	25
3.2.2 유체압입 장치	27
3.2.3 미소파괴음 측정 장치	31
3.2.4 자료수집 장치	34
3.3 실내 시험 방법	35

3.3.1 실험 설정	35
3.3.2 실험 순서	38
4. 수압파쇄 실내시험 결과 및 고찰	40
4.1 수압파쇄 시간-압력 그래프 해석	42
4.1.1 일차파쇄압력 고찰	52
4.1.2 균열개시압력 고찰	64
4.1.3 균열폐쇄압력 고찰	70
4.1.4 미소파괴음 누적 계수 고찰	78
4.1.5 수압파쇄 인장강도 고찰	82
4.2 균열전파형태 고찰	87
4.3 벤토나이트 주입액 고찰	90
5. 결론	98
 참고문헌	 101
Appendix A. Direction of Hydraulic Fracture	106
Appendix B. Determination of Shut in Pressure Using McLennan Method and Hayashi Method	109
Appendix C. EDS Mapping for HFBT-IS-10	122
 Abstract	 125
감사의 글	128

List of Figures

Fig. 2.1 Idealized hydraulic fracturing pressure record for two cycles of pressurization and venting. (Amadei and Stephansson, 1997)	5
Fig. 2.2 Tangential stress in the vicinity of a borehole in an infinite plate under far field stress σ_H and σ_h	6
Fig. 2.3 Stress element and preferred plane of fracture (Hubbert and Willis, 1957)	8
Fig. 2.4 An example of the determination of shut-in pressure by McLennan method	13
Fig. 2.5 An example of the determination of shut-in pressure by Hayashi method	13
Fig. 2.6 Dislocation model for a microcrack and equivalent moment tensor components (Ohtsu, 1991)	14
Fig. 2.7 Micro crack model and AE observation (Ohtsu, 1991)	15
Fig. 3.1 Relationship between CMC concentration and fluid viscosity	19
Fig. 3.2 Dimension of the cement mortar specimen with a hydraulic fracturing borehole in the center	21
Fig. 3.3 Schematic diagram of hydraulic fracturing laboratory test system	24
Fig. 3.4 View of flat jack made for the biaxial compression test	25
Fig. 3.5 View of biaxial frame	26
Fig. 3.6 View of syringe pump (TELEDYNE ISCO 500D)	27
Fig. 3.7 View of injection fluid cylinder : (a)the top is cylinder and	

cap, and (b) piston with rubber sealing	28
Fig. 3.8 Schematic diagram of injection system	29
Fig. 3.9 (a) Pressure transducer and (b) drawing of pressure transducer	30
Fig. 3.10 (a) Schematic diagram of a injection packer to be inserted in the borehole and (b) view of the packer with tripple rubber O-rings	30
Fig. 3.11 View of MISTRAS AE signal analysis system (PAC)	31
Fig. 3.12 Attachment of AE sensors using rubber band and tacks: (a) front view and (b) top view	32
Fig. 3.13 AE sensors locations and stress condition	35
Fig. 3.14 View of completed test setup for hydraulic fracturing test ..	36
Fig. 4.1 (a) Hydraulic fracture orientation and (b) fracture pattern for HF1000-IS-2	41
Fig. 4.2 (a) Hydraulic fracture orientation and (b) fracture pattern for HF100-IS-10	41
Fig. 4.3 (a) Hydraulic fracture orientation and (b) fracture pattern for HF500-IS-10	42
Fig. 4.4 Typical time-pressure curve obtained in the laboratory hydraulic fracturing test where p_i , p_b , p_r , and p_s could be successfully determined	44
Fig. 4.5 Enlargement of dash lined areas of Fig. 4.4 to determine p_i	44
Fig. 4.6 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1-IS-22	45
Fig. 4.7 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1-IS-10	45
Fig. 4.8 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1-IS-50	46

Fig. 4.9 Time-pressure and cumulative AE curve for HF100-IS-2	46
Fig. 4.10 Time-pressure and cumulative AE curve for HF100-IS-10	47
Fig. 4.11 Time-pressure and cumulative AE curve for HF100-IS-50	47
Fig. 4.12 Time-pressure and cumulative AE curve for HF500-IS-2	48
Fig. 4.13 Time-pressure and cumulative AE curve for HF500-IS-10	48
Fig. 4.14 Time-pressure and cumulative AE curve for HF500-IS-50	49
Fig. 4.15 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1000-IS-2	49
Fig. 4.16 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1000-IS-10	50
Fig. 4.17 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1000-IS-50	50
Fig. 4.18 (a) PFC2D model for hydraulic fracturing simulation, (b) induced cracks of HF1-IS-10 from PFC2D simulation (정재웅 등, 2013)	53
Fig. 4.19 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using injection fluid having different viscosities (constant injection rate of 2 ml/min applied)	54
Fig. 4.20 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using injection fluid having different viscosities (constant injection rate of 10 ml/min applied)	55
Fig. 4.21 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using injection fluid having different viscosities (constant injection rate of 50 ml/min applied)	55
Fig. 4.22 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using fluid viscosity having different injection rate (fluid viscosity of 1 cst applied)	56
Fig. 4.23 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests	

using fluid viscosity having different injection rate (fluid viscosity of 100 cst applied)	56
Fig. 4.24 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using fluid viscosity having different injection rate (fluid viscosity of 500 cst applied)	57
Fig. 4.25 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using fluid viscosity having different injection rate (fluid viscosity of 1000 cst applied)	57
Fig. 4.26 Relationship between injection fluid viscosity and breakdown pressure at different injection rates	58
Fig. 4.27 Relationship between injection fluid viscosity and reopening pressure at different injection rates	59
Fig. 4.28 Relationship between injection fluid viscosity and pressure incline slope at different injection rates	59
Fig. 4.29 Relationship between injection fluid viscosity and pressure decline slope at different injection rates	60
Fig. 4.30 Relationship between injection rate and breakdown pressure at different injection fluid viscosities	61
Fig. 4.31 Relationship between injection rate and reopening pressure at different injection fluid viscosities	61
Fig. 4.32 Relationship between injection rate and pressure incline slope at different injection fluid viscosities	62
Fig. 4.33 Relationship between injection rate and pressure decline slope at different injection fluid viscosities	62
Fig. 4.34 Relationship between injection fluid viscosity and breakdown	

pressure, initiation pressure at injection rate of 2 ml/min	64
Fig. 4.35 Relationship between injection fluid viscosity and breakdown pressure, initiation pressure at injection rate of 10 ml/min	65
Fig. 4.36 Relationship between injection fluid viscosity and breakdown pressure, initiation pressure at injection rate of 50 ml/min	65
Fig. 4.37 Relationship between injection rate and breakdown pressure, initiation pressure at injection fluid viscosity of 1 cst	66
Fig. 4.38 Relationship between injection rate and breakdown pressure, initiation pressure at injection fluid viscosity of 100 cst	66
Fig. 4.39 Relationship between injection rate and breakdown pressure, initiation pressure at injection fluid viscosity of 500 cst	67
Fig. 4.40 Relationship between injection rate and breakdown pressure, initiation pressure at injection fluid viscosity of 1000 cst	67
Fig. 4.41 Initiation and breakdown pressures against the corresponding pumping rates (Chitralla, 2012b)	69
Fig. 4.42 Determination shut-in pressure for HF100-IS-10 using McLennan method	72
Fig. 4.43 Determination shut-in pressure for HF100-IS-10 using Hayashi method	72
Fig. 4.44 Relationship between injection fluid viscosity and shut-in pressure at different injection rates	75
Fig. 4.45 Relationship between injection rate and shut-in pressure at different injection fluid viscosities	75
Fig. 4.46 Relationship between injection fluid viscosity and decline slope of shut-in at different injection rates	76

Fig. 4.47 Relationship between injection rates and decline slope of shut-in at different injection fluid viscosities	77
Fig. 4.48 Relationship between injection rate and cumulative AE count at different injection fluid viscosities	78
Fig. 4.49 Relationship between injection fluid viscosity and cumulative AE count at different injection rates	79
Fig. 4.50 (a) Start point of pressure increase and (b) the point of pressure rebound for determination of crack volume at HF100-IS-10	80
Fig. 4.51 Relationship between injection rates and injection volume at different injection fluid viscosities	81
Fig. 4.52 Relationship between injection fluid viscosity and tensile strength determined using breakdown pressure at different injection rates	83
Fig. 4.53 Relationship between injection fluid viscosity and tensile strength determined using initiation pressure at different injection rates	84
Fig. 4.54 Relationship between injection rate and tensile strength determined using initiation pressure at different injection fluid viscosities	85
Fig. 4.55 Relationship between injection rate and tensile strength determined using initiation pressure at different injection fluid viscosities	86
Fig. 4.56 Time-pressure, cumulative AE curve for HFBT-IS-10	90
Fig. 4.57 (a) View of multiple cracks for BT45-IS-10, (b) the pore filled	

with bentonite slurry and (c) bentonite slurry filled in the interval between packer and borehole	91
Fig. 4.58 Time vs. Pressure, AE rate curve. (a) Oil injection and (b) pressurization via the urethane sleeve (Ishida et al, 2004) ..	93
Fig. 4.59 Crack surface observation (a) made on the target point a, b, c. (b) crack area near point b'	94
Fig. 4.60 (a) $\times 1000$ SEM for bentonite powder, (b) $\times 1000$ SEM image for cement mortar surface and (c) $\times 1000$ SEM image for bentonite on the cement mortar surface	96
Fig. 4.61 (a) $\times 300$ SEM, (b) EDS mapping of Si, (c) EDS mapping of Mg for bentonite powder. And (d) $\times 300$ SEM, (e) EDS mapping of Si mapping, (f) EDS mapping of Mg for cement mortar surface	97

List of Tables

Table 2.1 Poroelastic constants for water-saturated rocks (Amadei and Stephansson, 1997)	10
Table 2.2 Determination methods of shut-in pressure	12
Table 3.1 Mechanical properties of cement mortar specimen	22
Table 3.3 Location of AE sensors in xyz coordinate system (unit : mm)	37
Table 4.1 Summary of the hydraulic fracturing test results	51
Table 4.2 Summary of the PFC2D simulation results (정재웅 등, 2013)	53
Table 4.3 Results of shut-in pressure by McLennan and Hayashi method	73
Table 4.4 Hydraulic fracturing tensile strength for all specimens	82
Table 4.5 The number of cracks for different crack modes	89

1. 서론

암반공학은 지하자원이나 석유 개발공학 분야뿐만 아니라 토목공학, 지구물리학, 지진학 등 다양한 전문분야에서 널리 사용되고 있으며, 에너지 저장, 교통시설, 사회공공시설, 군사시설 설계 및 시공에서 다양한 응용이 이루어지고 있다. 우리나라는 1960년대부터 산업화가 급속히 추진되면서 그 동력이 되는 석유와 전력의 안정적 수급을 위해 원유, 액화석유가스를 지하 암반 공동에 저장하는 대규모 비축시설을 건설하기 시작하였으며, 원자력 발전에서 발생하는 방사성 폐기물의 지하처분장, 지하양수발전소 등 지하공간 개발 및 활용이 지속적으로 이루어지고 있다. 이러한 지하 구조물 안정성 해석과 설계를 위해서는 효과적이고 정확한 현지암반응력의 산정이 중요하다.

현지암반응력 산정의 방법으로 응력개방법, 응력보상법, 수압파쇄법이 사용되고 있으며, 수압파쇄법 (hydraulic fracturing method)은 시추공을 이용하므로 시추공 조사단계에서 현지암반 응력측정이 가능하다는 점과 지하심부까지의 적용이 가능하다는 점, 그리고 응력을 직접 측정하므로 탄성정수가 필요하지 않다는 점에서 타 방법에 비해 유리한 점이 많다 (Amadei and Stephansson, 1997).

수압파쇄법은 또한 지열에너지활용, 셰일가스 개발, 그리고 석유 및 가스 개발 분야에서 그 생산성을 향상시키기 위해 저류층에 인위적인 균열을 발생시키는 기법으로 사용되고 있으며, 수압파쇄에 의한 저류층의 균열망 형성에 초점을 두고 있다.

최근 안정적인 에너지원확보의 중요성과 환경오염문제에 민감해짐에 따라, 지열에너지발전, 셰일가스, 가스하이드레이트 등 신재생에너지가 세계적으로 주목받고 있다. 특히 셰일가스의 경우, 기존 석유, 석탄에 비

하여 적은 양의 이산화탄소를 배출하여 이산화탄소배출 저감효과를 기대할 수 있으며, 생산기술의 개발과 생산원가하락이 맞물려 경제성을 가진 대체에너지로 주목받고 있어, 셰일가스를 생산하는 기업인 수압파쇄 또한 주목받고 있다.

저류층의 수리자극, 현지암반응력을 구하기 위해 사용되는 수압파쇄법은 그 목적에 따라 주입액에 여러 혼합물을 혼합하여 수행되기도 한다. 석유, 가스 생산성 증대를 위해서 점성을 가지는 주입액을 사용하거나, 유체 가압장비와 현장상태를 고려하여 주입속도를 다르게 적용할 수도 있다. 주입액 점성과 주입속도를 달리하는 경우 예상된 수압파쇄 결과와 다른 결과를 초래할 수 있으며, 과거 실내시험, 수치해석적인 연구가 진행된 바 있으나 (Lockner and Byerlee, 1977; Zoback 등, 1977; Solberg 등, 1980, Song 등, 2001; Zeng and Roegiers, 2002; Ishida 등, 2004; Bohloli and Pater, 2006; Nagel 등, 2011; Shimizu 등, 2011; Chitralla 등, 2012) 충분치 못하며, 주입액 물성과 수압파쇄 관계에 대한 일치된 결론을 내지 못하고 있다.

이와 관련하여 Lockner 와 Byerlee (1977)은 실내시험을 통해 유체 주입속도가 수압파쇄에 의한 균열전파형태 (인장파괴 또는 전단파괴)를 결정짓는 요소라 제시하였으며, Zoback 등 (1977)은 주입속도가 높을수록 일차파쇄압력 (initial breakdown pressure)은 높아지나 균열개시압력 (initiation pressure)은 변화가 없다는 결과를 제시하였다. 이 후 Solberg (1980), Song과 Haimson (2001), Zeng과 Roegiers (2002), Chitralla (2012) 등은 유체 주입속도에 관한 실내시험을 수행하였고, 주입속도가 높을수록 일차파쇄압력이 높고, 균열전파형태에서는 인장파괴가 지배적이라는 결과를 제시하였다.

Ishida 등 (2004)은 물과 오일 (80 cps)을 주입액으로 사용한 실내시

험을 실시하여 주입액 점도변화에 따른 수압파쇄 거동을 연구하였다. 이 연구에서는 주입액 점도가 일차파쇄압력에 영향을 주는 것을 관찰할 수는 없었으나, 미소파괴음 (acoustic emission) 음원 추적을 통해 오일을 사용하였을 경우 균열의 폭이 두껍고 균열가지가 적은 반면, 물을 사용하였을 경우 균열의 폭이 작고 균열가지가 많은 것을 관찰, 균열모양이 주입액 점도에 따라 차이가 나타나는 것을 관찰하였다. 또한 오일을 사용하였을 경우 균열전파형태는 인장균열이 지배적인 것을 관찰하였다. Chitralla 등 (2012b)은 점도가 다른 두 가지 오일 (60, 1000 cps)을 주입액으로 사용한 실내시험을 수행하였다. Chitralla의 시험에서는 주입액 점도가 높으면 일차파쇄압력이 높게 나타나는 것을 관찰하였으며, 높은 점도의 주입액이 균열의 폭을 크게 한다는 것을 음원 추적을 통해 확인하였다. 반면 주입액 점도차이가 균열전파형태에 영향을 주는 것은 관찰하지 못하였는데, 이는 앞에서 언급한 Ishida 등 (2004)의 실내시험과 일치하지 않는 결과를 제시한다. Bohloli 등 (2006)은 오일, cross-linked gel, 벤토나이트 등 여러 주입액을 사용하여 다양한 응력조건 하에서 실내시험을 수행하였다. cross-linked gel이란 수압파쇄에 사용되는 일반적인 gel에 특수한 물질이 첨가된 gel로서, 높은 점도를 가지며 장시간 동안 점도가 유지되는 특징을 지니고 있다. Bohloli은 실내시험에서 주입액 차이에 따른 일차파쇄압력의 차이는 관찰할 수 없는 것으로 보고하였다.

Shimizu 등(2011)은 2D-DEM(discrete element model)을 이용한 수치해석 연구에서 점도가 다른 두 가지 주입액 (0.1, 100 cps)을 사용하여 수압파쇄시험을 시뮬레이션 하였다. 그 결과 주입액 점도가 높을 경우 일차파쇄압력이 약 두 배 크게 관찰되었다. Nagel 등(2011)은 3DEC (3D-DEM)을 이용한 수치해석 연구를 하였다. 이 연구에서는 네 가지 주입속도(20, 40, 60, 80 Barrels/min)와 네 가지 주입액 점도(1, 100, 1000,

10000 cps)를 사용하여 시뮬레이션을 하였으며, 그 결과 주입속도가 높아질수록 균열전파형태 중 인장균열이 증가하는 결과를 도출하였고, 주입액 점도가 큰 경우 인장균열이 지배적이다 라는 의견을 제시하였다.

이렇듯 기존 연구들의 결과와 의견이 다른 이유는 주입속도, 주입액 점도를 포함하는 주입 특성이 수압파쇄 메커니즘에 끼치는 영향에 대한 규명이 아직도 미진하기 때문이다. 따라서 다양한 주입조건에 따른 수압파쇄 거동에 대한 체계적인 연구와 실내시험, 현장시험이 진행되어야 할 것이다.

언급한 선행 실내시험, 수치해석 연구를 살펴본 결과, 주입액 점도 변화에 따른 균열거동 변화를 고찰한 수압파쇄 실내시험의 경우 사용한 주입액의 점도가 다양하지 않아 점도 변화에 따른 구체적인 경향을 확인할 수 없었다. 또한 선행연구 결과들이 서로 상이하다는 점, 수치해석, 실내시험 결과들이 서로 일치하지 않는다는 점에서 본 연구를 착안하게 되었다. 본 연구에서는 주입액 점도와 주입속도 변화에 따른 수압파쇄 거동을 관찰하여 주입조건과 수압파쇄 결과 값의 관계를 실내시험 결과로 제안하고자 한다.

2. 배경 이론

수압파쇄 시 그 결과로 Fig. 2.1과 같은 대표적 시간-압력 곡선을 얻을 수 있다. Fig. 2.1에서의 P_b 는 일차파쇄압력으로 (initial breakdown pressure), 유체를 주입함에 따라 시추공벽에 순간적으로 균열이 발생하여 압력이 급격히 감소하게 되는데, 이 지점의 압력을 명칭한다. 유체의 주입을 정지시켜 가압을 중단하면 일정압력에 수렴하게 되는데, 이때의 압력을 균열폐쇄압력(shut-in pressure) P_s 라 한다. 시간-압력 곡선 두 번째 사이클에서의 P_r 은 균열개구압력으로 (fracture reopening pressure), 일차파쇄압력 P_b 에 의해 생긴 균열을 다시 여는데 필요한 압력이다.

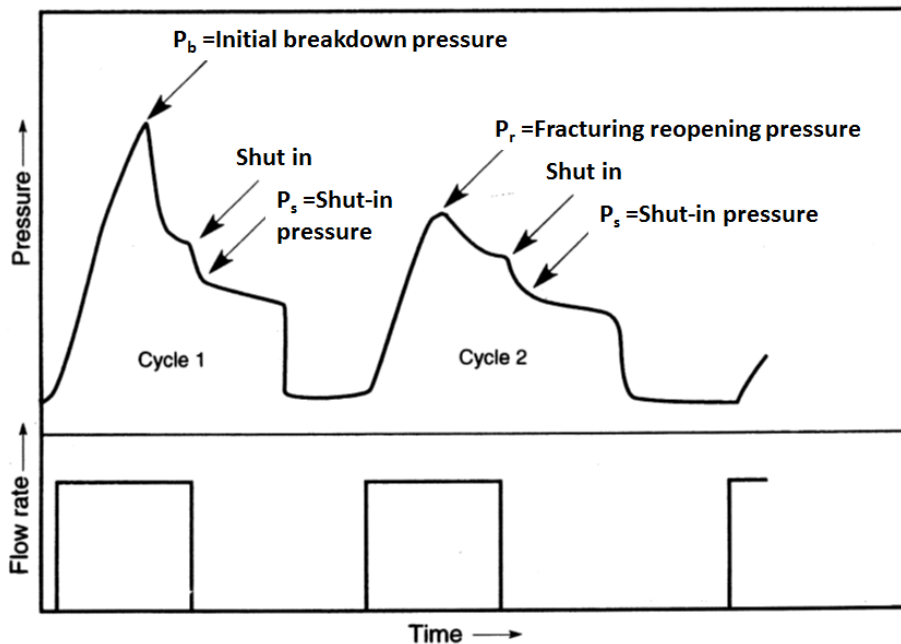


Fig. 2.1 Idealized hydraulic fracturing pressure record for two cycles of pressurization and venting. (Amadei and Stephansson, 1997)

수압파쇄 시 시추공이 수직공일 경우, 시추공 내에서 작용하는 유체 압력은 공벽에 인장접선응력 (σ_θ)을 야기하며, Kirsch해에 의해 접선응력의 인장성분이 가장 크게 되는 최대 수평주응력 (maximum horizontal principal stress), σ_H 방향으로 균열이 생성된다(Fig. 2.2과 식 (2.1)). 따라서 균열의 성장방향으로 최대 수평주응력의 방향을 알 수 있고, 최대 수평주응력과 수직방향으로 작용하는 최소 수평주응력 (minimum horizontal principal stress), σ_h 의 방향 또한 알 수 있다.

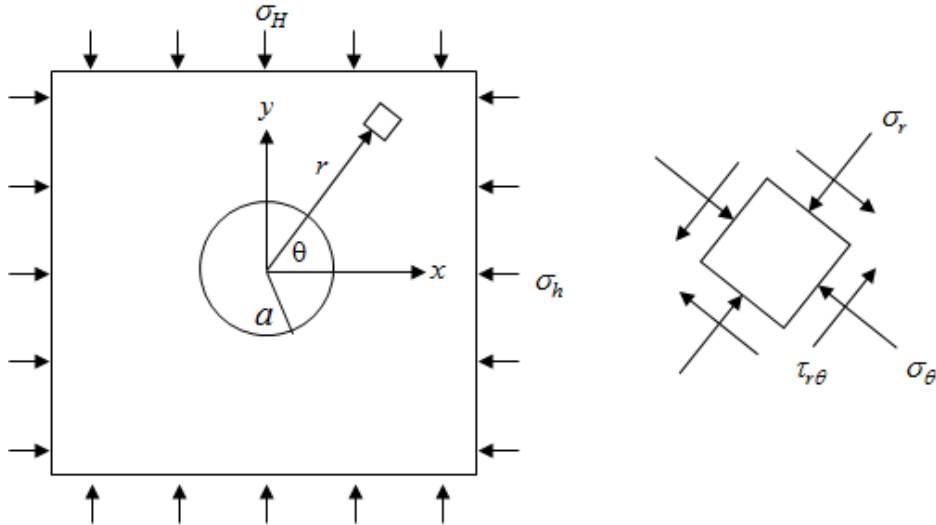


Fig. 2.2 Tangential stress in the vicinity of a borehole in an infinite plate under far field stress σ_H and σ_h

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_h + \sigma_H}{2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{\sigma_h - \sigma_H}{2} \left(1 + \frac{3a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \quad (2.1)$$

식 (2.1)에서 σ_θ 는 목표지점의 접선응력, σ_h 는 최소 수평주응력, σ_H 는 최대 수평주응력, a 는 시추공의 반지름, r 은 시추공 중심과 σ_θ 지점 사이의 거리, θ 는 시추공 중심으로부터 최소 수평주응력 방향과 σ_θ 지점 방향 사이의 각도이다.

최대 수평주응력방향으로 균열이 발생할 때, 그 지점에서의 시추공 벽 응력은 다음과 같고 암반의 인장강도, T 를 넘어서면서 균열이 발생한다.

$$\sigma_{(\theta=90^\circ)} = -P_b + 3\sigma_h - \sigma_H = -T \quad (2.2)$$

균열폐쇄압력 P_s 은 균열을 유지시키기 위한 압력으로 균열방향과 수직인 최소 수평주응력의 크기와 같다. 즉,

$$P_s = \sigma_h \quad (2.3)$$

균열개구압력 P_r 은 이미 발생한 균열을 재개방하는 압력이기 때문에, 일차파쇄압력 P_b 와의 크기차이로 암반 인장강도 T 를 구할 수 있다.

$$P_b - P_r = T \quad (2.4)$$

식 (2.3)를 이용하여 최소 수평주응력 σ_h 의 크기를 구할 수 있으며, 식 (2.4)을 통해 암반 인장강도 T 를 구할 수 있다. 그리고 식 (2.3), (2.4)을 식 (2.2)에 대입하여 최대 수평주응력 σ_H 의 크기를 구할 수 있다.

2.1 수압파쇄에 의한 균열압력

2.1.1 탄성모델

1957년 Hubbert and Willis에 의해 제안된 모델로서, 암반이 선형 탄성적이며, 균질, 등방성 연속체이며 불투수성이라 가정하였다. 또한 이 모델은 수압파쇄에 의한 초기균열이 인장균열이며, 단일균열이라는 가정을 바탕으로 두고 있다 (Fig. 2.3).

$$P_b = 3\sigma_h - \sigma_H + T_0 - p_p \quad (2.5)$$

식 (2.5)에서 p_p 는 공극압으로 Hubbert and Willis가 제안한 탄성모델은 암반의 공극압을 고려한 것으로 볼 수 있다.

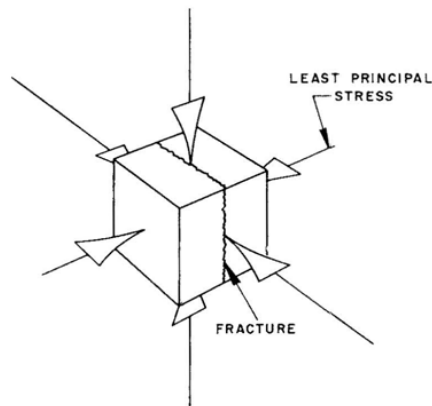


Fig. 2.3 Stress element and preferred plane of fracture (Hubbert and Willis, 1957)

Hubbert and Willis가 제안한 탄성모델은 무한한 암반경계 조건에서 적용 가능하다는 한계가 있으나, **Biot coefficient**, 암반의 포아송비 등을 포함한 추가적인 변수를 고려하지 않고 일차파쇄압력의 추정이 가능하다는 장점이 있으므로 본 연구에서는 Hubbert and Willis의 탄성모델을 사용하여 수압파쇄거동을 고찰하였다.

2.1.2 공극탄성모델

탄성모델에서 발전된 형태의 모델로, 1967년 Haimson and Fairhurst에 의해 제안된 모델이다. 주입 유체가 암반에 침투하여 작용하는 압력까지 고려하였으며 이를 식으로 표현하면 식 (2.6)과 같다.

$$P_b = \frac{3\sigma_h - \sigma_H + T_0 - 2\eta p_p}{2(1-\eta)} \quad (2.6)$$

여기서, $\eta = \frac{\alpha(1-2\nu)}{2(1-\nu)}$ 이며, α 는 **Biot coefficient**, ν 는 암반의 포아송비 (**Poisson's ratio**)이다. 그리고 $\alpha = 1 - C_r/C_b$ 이며, C_r 은 유체의 침투를 허용하는 시험에서의 압축률 (**rock matrix compressibility**)이며, C_b 는 공극 압을 0으로 유지하는 시험에서의 압축률 (**rock bulk compressibility**)이다.

Biot coefficient는 0 (공극이 작은 암반) ~ 1 (투수성이 높은 암반)의 값을 갖고 포아송비는 크기가 0 ~ 0.5이므로, η 는 0 ~ 0.5의 값을 갖는다. 따라서 식 (2.6)의 분모는 1 ~ 2의 값을 갖는다. 일반적으로 단단한 암석의 경우 포아송비는 0.25, **Biot coefficient**는 0.25이며, 따라서 식

(2.6)의 분모는 1.8이 된다. 다공성 사암의 경우 포아성비는 0.2, Biot coefficient는 0.85이며, 따라서 식 (2.6)의 분모는 1.37이 된다 (Amadei and Stephansson, 1997). Table 2.1 은 암종에 따른 포화암의 다공성상수 (poroelastic constant)들을 정리한 표이다.

Table 2.1 Poroelastic constants for water-saturated rocks (Amadei and Stephansson, 1997)

Rock type	ν	η	α
Ruhr sandstone	0.12	0.28	0.65
Tennessee marble	0.25	0.06	0.19
Charcoal granite	0.27	0.09	0.27
Berea sandstone	0.20	0.03	0.79
Westerly sandstone	0.25	0.16	0.47
Weber sandstone	0.15	0.26	0.64
Ohio sandstone	0.18	0.29	0.74
Ecos sandstone	0.16	0.34	0.83
Boise sandstone	0.15	0.35	0.85

식 (2.6)의 분모는 1 ~ 2의 값을 가지므로 Haimson and Fairhurst에 의해 제안된 공극탄성모델은 Hubbert and Willis에 의해 제안된 탄성모델보다 작은 압력 하에서 일차파쇄압력이 발생한다는 것을 알 수 있다.

2.2 수압파쇄에 의한 균열폐쇄압력

수압파쇄에서의 균열폐쇄압력 (shut-in pressure)은 일반적으로 암반의 최소 수평주응력을 나타내는 압력으로 가압을 중지하였을 때, 수렴하는 압력으로 정의된다. 그러나 주입액의 침투 (infiltration), 균열의 비직진성, 가압 중지 후의 균열성장 등으로 인해 균열폐쇄압력 곡선 모양이 이상적으로 발생하지 않는 경우가 흔하며 (Lee and Haimson, 1988), 따라서 Table 2.2에 정리한 바와 같이 균열폐쇄압력을 구하는 여러 방법이 제안된 바 있다.

Table 2.2와 같이 균열폐쇄압력을 결정하는 많은 연구가 있어 왔으나, 아직까지 압력-시간 곡선에서 균열폐쇄압력을 정확히 결정하는 것은 쉽지 않다. 이는 수압파쇄에 의해 형성된 균열이 다시 폐쇄되는 과정에 대한 메커니즘이 정확히 규명되지 않았기 때문이며, 따라서 Table 2.2의 방법 중 어느 방법이 타당한지는 선불리 결론지을 수 없다 (최성웅, 1994).

본 연구에서는 McLennan이 제안한 압력-시간 곡선 양 끝 접선의 교점 그리고 Hayashi가 제안한 압력 - (시간증분/압력증분) 곡선의 기울기 변화 지점을 균열폐쇄압력으로 제안하는 방법을 적용하여 그 결과값을 비교해 보았다 (Fig. 2.4, Fig. 2.5). 두 방법을 선택한 이유는 Hayashi and Ito (1992)의 실험에서 McLennan법과 Hayashi법이 다른 방법들과 비교하여 실제 균열폐쇄압력을 상대적으로 정확히 반영했기 때문이다.

Table 2.2 Determination methods of shut-in pressure

Proposed by	How to determine shut-in pressure
Gronseth and Kry (1983)	The pressure value at the point where the shut-in curve just starts to inflect.
McLennan et al. (1982)	The pressure at the point of maximum curvature.
	The pressure at the point of slope change in the redrawn shut-in curve (pressure vs. $\log[\text{time} + \Delta \text{time} / \text{time}]$)
	The pressure value at the point of intersection between tangents drawn to initial and later parts of the shut-in curve.
Doe and Boyce (1989)	The pressure at the point of slope change in the redrawn shut-in curve (pressure vs. $\log[\text{time}]$)
Zoback and Haimson (1982)	The pressure at the point of maximum curvature in the redrawn shut-in curve ($\log[\text{pressure}]$ vs. $\log[\text{time}]$)
Hayashi and Ito (1992)	The pressure at the point of slope change in the redrawn shut-in curve (pressure vs. $\Delta \text{time} / \Delta \text{pressure}$)

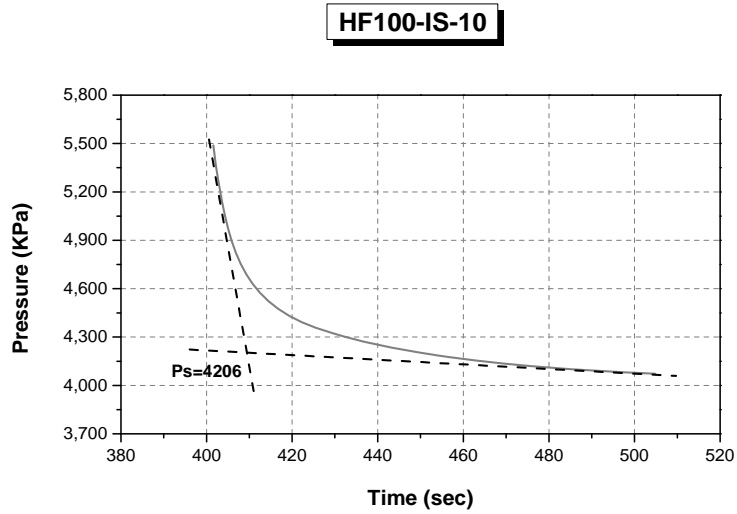


Fig. 2.4 An example of the determination of shut-in pressure by McLennan method

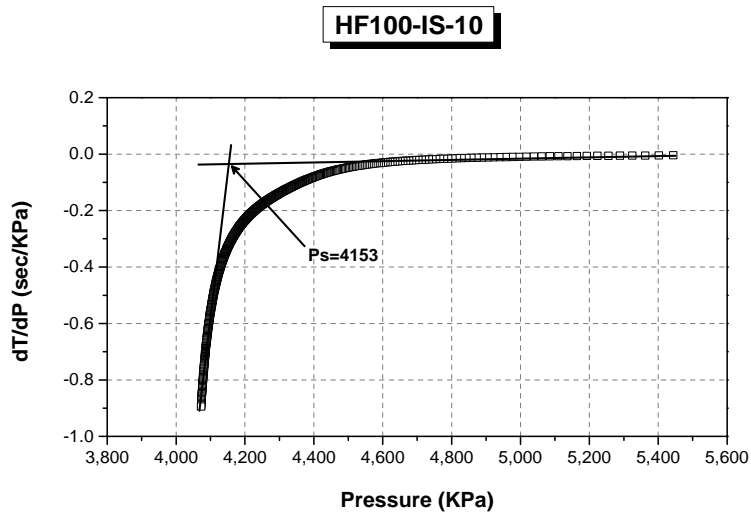


Fig. 2.5 An example of the determination of shut-in pressure by Hayashi method

2.3 수압파쇄에 의한 균열전파 형태

본 연구에서는 균열전파 형태를 알아보기 위하여 모멘트 텐서 해석 방법을 사용하였다. 모멘트 텐서 해석은 지진파 해석을 위해 개발되었는데, 이 해석 방법으로 음원의 파괴모드 (인장, 전단, 혼합)를 분석할 수 있다. 모멘트 텐서 해석 방법을 미소파괴음에 적용하기 위해서 여러 기법들 가운데 SiGMA (Simplified Green's function for Moment tensor Analysis)해석기법을 적용하였다.

SiGMA 해석기법은 Ohtsu(1991)가 균질하고 등방성인 재료에 대한 Green함수를 단순화하기 위하여 모멘트 텐서를 역산한 방법으로, 모멘트 텐서로부터 고유치 (eigenvalue)와 고유벡터(eigenvector)를 구하여 균열의 운동방향과 균열면의 방향을 쉽게 구할 수 있어 프로그램화하기 용이하다는 장점을 가지고 있다. SiGMA 해석기법은 Ohtsu에 의해 주로 콘크리트의 파괴 메커니즘을 알기 위해 사용되고 있으며, 수압파쇄의 파괴 메커니즘을 규명하기 위해서도 적용되었다 (Ohtsu, 1991).

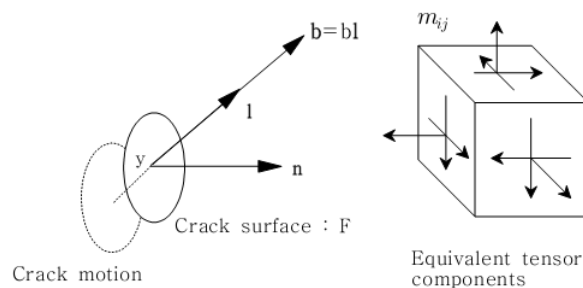


Fig. 2.6 Dislocation model for a microcrack and equivalent moment tensor components (Ohtsu, 1991)

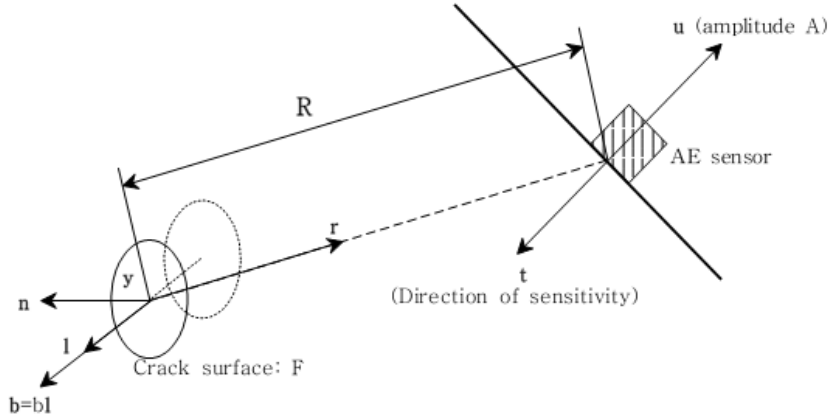


Fig. 2.7 Micro crack model and AE observation (Ohtsu, 1991)

균열의 음원을 나타내는 점 y 에서의 균열운동벡터 (crack motion vector) \mathbf{b} 는 점 y 에서 균열의 표면 F 에 수직인 단위법선 벡터 \mathbf{n} 과 함께 균열을 형상화 할 수 있다 (Fig. 2.6). 여기서 균열운동벡터 $\mathbf{b}(\mathbf{y}, t)$ 는 $\mathbf{b}(\mathbf{y})\mathbf{l}S(t)$ 이다. $\mathbf{b}(\mathbf{y})$ 는 균열변위 (crack displacement)의 크기, \mathbf{l} 은 균열운동의 방향벡터이고 $S(t)$ 는 균열운동의 음원시간함수 (source time fuction)이다.

균열운동 $\mathbf{b}(\mathbf{y}, t)$ 에 의한 점 \mathbf{x} 에서의 탄성 변위 $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$ 는 미소파괴음 파형에 해당하며 식(2.6)과 같이 표현될 수 있다.

$$u_i(\mathbf{x}, t) = \int_F C_{pqkl} G_{ip,q}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, t) * [b(\mathbf{y})l_k S(t)n_l] dS = G_{ip,q}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, t)m_{pq} * S(t) \quad (2.6)$$

여기서 C_{pqkl} 은 균열면 F 에 대한 탄성정수, $G_{ip,q}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, t)$ 는 Green 함수의 공간 미분함수이며, $*$ 는 컨벌루션을 나타낸다. 식(2.6)을 SIGMA 과정을

통하여 단순화 하면 초동의 진폭 (first motion) $A(x)$ 의 식으로 나타낼 수 있다.

$$A(x) = \frac{C_s \text{Ref}(t, r) r_p m_{pq} r_q}{R} \quad (2.7)$$

여기서 R 은 음원을 나타내는 점 y 에서 점 x 에 위치한 미소파괴음 센서까지의 거리이다. C_s 는 미소파괴음 센서의 보정계수, $\text{Ref}(t, r)$ 은 거리 R 의 단위 방향벡터 \mathbf{r} 과 센서면의 단위 방향 벡터 \mathbf{t} (센서면과 수직한 방향)의 내적이며 (Fig. 2.7), r_p 와 r_q 는 방향벡터 \mathbf{r} 의 구성요소이다. 이를 사용하여 정리하면 식(2.7)은 식(2.8)과 같이 나타낼 수 있다.

$$r_p m_{pq} r_q = \frac{A(x) R}{C_s \text{Ref}(t, r)} \quad (2.8)$$

식(2.8)에서 $A(x)/C_s$ 는 미소파괴음 측정장치에서 측정된 초동의 진폭값을 대입하고, R 은 음원추적을 통해 센서와의 거리를 구할 수 있다. $\text{Ref}(t, r)$ 은 음원추적으로 구한 벡터 \mathbf{r} 과 센서면의 단위방향 벡터 \mathbf{t} 의 내적 값으로 이들 대입하면 구하고자 하는 모멘트 텐서 행렬의 요소들을 구할 수 있다. 모멘트 텐서는 2차 텐서이며, 모멘트 텐서의 요소들은 대각선에 대해 대칭이기 때문에 6개의 텐서 요소들을 결정해야 하며, 따라서 6개 이상의 센서에서 측정된 결과로부터 모멘트 텐서 요소들을 구할 수 있다. 본 연구에서는 6개의 센서를 사용하여 실내시험을 수행하였다.

모멘트 텐서가 결정된 후에는 텐서의 세 가지 고유치 (eigenvalue)들을 결정하고 이를 이용하여 X , Y , Z 관계식을 만들 수 있다 (식(2.9) ~

(2.11)). 식(2.9) ~ (2.11)에서의 X , Y , Z 는 각각 전단율 (shear ratio), 편차 인장율 (deviation tensile ratio), 등방성 인장율 (isotropic tensile ratio)이다.

$$E1 = X + Y + Z \quad (2.9)$$

여기서, $E1$ 은 Maximum eigenvalue/Maximum eigenvalue (=1)

$$E2 = 0 - \frac{Y}{2} + Z \quad (2.10)$$

여기서, $E2$ 은 Intermediate eigenvalue/Maximum eigenvalue

$$E3 = -X - \frac{Y}{2} + Z \quad (2.11)$$

여기서, $E3$ 은 Minimum eigenvalue/Maximum eigenvalue

순수 전단균열은 $X=1$, $Y=Z=0$ 이며, 순수 인장균열은 $X=0$, $Y=2/3$, $Z=1/3$ 이다. 즉, X 는 균열의 전단운동 비율을 의미하며 $Y+Z$ 는 인장운동 비율을 의미한다. Ohtsu (1995)는 SiGMA법의 정확도를 고려하여 $X > 60\%$ 인 미소파괴음은 전단균열, $X < 40\%$ 이고 $Y+Z > 60\%$ 인 미소파괴음은 인장균열, $40\% < X < 60\%$ 인 미소파괴음을 혼합모드 균열로 분류하였다.

3. 수압파쇄 실내시험 방법

본 연구는 수압파쇄시 주입액 점도와 주입속도 변화에 따른 수압파쇄 거동을 관찰하기 위한 연구로서, 이축압축을 받는 시험편에 대하여 수압파쇄 실내시험을 진행하였다.

3.1 주입액 및 시험편 제작

3.1.1 CMC 주입액

CMC란 Carboxymethyl Cellulose의 약자로, 토목, 건축, 제지, 선풍, 음식 등 다방면에 이용되며, 액체에 점성을 변화시키기 위하여 일반적으로 사용되는 증점제이다. 본 시험에서는 주입액 점도 변화에 따른 수압파쇄 거동을 파악하기 위하여 아이에스오케미컬(사)의 CMC를 사용하여 주입액을 제작했다.

제작한 CMC 점액은 ASTM D4212 규격에 준하는 포드컵 (Ford Cup)을 사용하여 cst 단위로 점도를 측정하였다. cst는 동점성계수(kinematic viscosity)로서 점성계수(dynamic viscosity)를 밀도를 나누어 준 값이다.

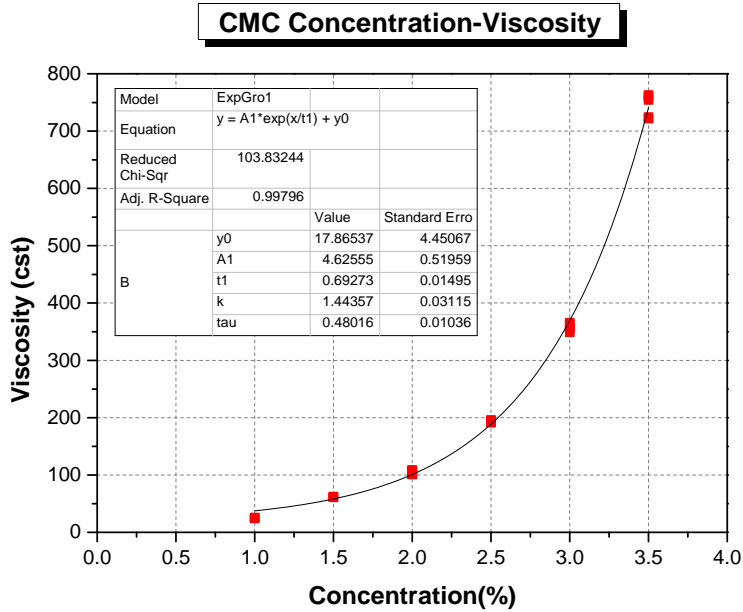


Fig. 3.1 Relationship between CMC concentration and fluid viscosity

본 연구에서는 점도가 다른 몇가지 유체를 사용하여 실험을 실시하기로 하였으며, 목표로 하는 100, 500, 1000 cst 의 점액을 만들기 위하여 CMC 농도별 점도 그래프를 구하였다 (Fig. 3.1). 실내온도 21℃에서 물과 CMC 1, 1.5, 2, 2.5, 3, 3.5 %를 혼합한 6개 다른 점도의 점액을 만들고, 각 점액에 대하여 다섯 번씩 점도를 측정하고 이를 바탕으로 회귀곡선 식 (3.1)을 만들어 목표로 하는 점액의 대략적인 농도를 구하였다 (Fig. 3.1). 회귀곡선의 상관계수(R^2) 값은 0.99796이다.

$$y = 4.62555 \times e^{\left(\frac{x}{0.69273}\right)} + 17.86537 \quad (3.1)$$

목표 점도 - 유체의 CMC 농도 : 100 cst - 1.9928%

500 cst - 3.2189%

1000 cst - 3.7117%

수압파쇄 실내시험 시행 후, 균열면 확인을 용이하게 하기 위하여 CMC 점액에 소량의 잉크를 섞어 실내시험을 수행 하였다.

3.1.2 벤토나이트 (Bentonite) 주입액

본 연구에서는 CLARIANT사의 THR 벤토나이트®을 사용하였다. 사용된 벤토나이트는 토목용 벤토나이트로, 시추, 그라우팅에 사용되며, 수직시추뿐만 아니라 수평시추에서도 사용가능한 것으로 알려져 있다. 또한 일반적으로 시추가 어려운 토양, 암반에서도 시추를 용이하게 하며 입자가 가늘며, 벤토나이트 주입액 제조 시 다른 첨가제를 필요로 하지 않기 때문에 본 연구에 적합하다고 판단하였다.

CLARIANT사의 벤토나이트® THR 벤토나이트의 특성은 다음과 같다.

- 항복점 (YP, Yield Point): 최소 40 lb/100ft²
- 플라스틱 점도 (PV, Plastic Viscosity): 5-15 cP

본 시험에서는 물 1 L, THR 벤토나이트® 45 g을 혼합하여 주입액으로 사용하였다.

3.1.3 시험편 제작

본 연구에서는 (주)유니온 사의 초속경 그라우트 JM을 물과 혼합하여 시험편을 제작하였다. 제작된 시험편은 7일 후 최대강도가 발현되는 초속경성 고강도 시멘트 모르타르이다. 시험편의 크기는 가로×세로×높이가 각각 170×170×170 mm의 정육면체이고 시험편 중앙에 직경 16 mm의 수압파쇄공을 성형틀을 사용하여 제작하였다 (Fig 3.2).

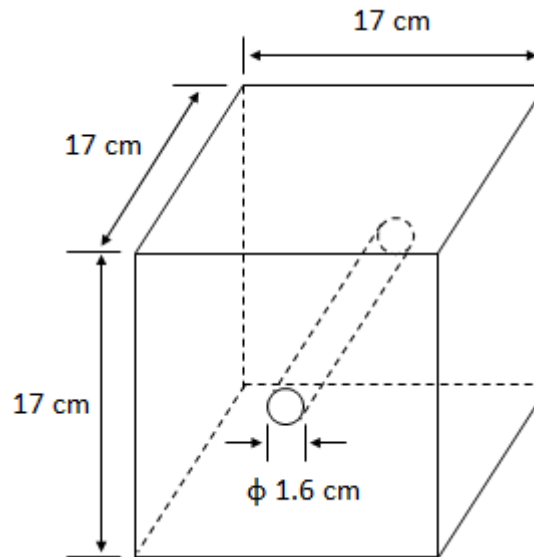


Fig. 3.2 Dimension of the cement mortar specimen with a hydraulic fracturing borehole in the center

초속경 그라우트 JM과 물의 배합비는 중량비 100:20 으로 하였으며, 시멘트 10 kg당 지연제 40 g을 함께 혼합하여 성형틀에 타설하였다. 시험편을 성형틀에서 떼어내기 쉽도록 타설 전에 성형틀 표면에 이형제를

도포하였으며, 수압파쇄공을 만들기 위한 플라스틱 봉 역시 이형제를 도포함으로써 시험편과 쉽게 분리 되도록 하였다. 성형틀에 타설된 시멘트 모르타르는 24시간 후 성형틀에서 분리하여, 6일간 수중 양생하였다. 양생 시 온도는 18 ~ 21℃ 이며, 성형틀에서 양생되는 24시간 동안은 성형틀을 비닐로 덮어 양생함으로써 습도를 유지 하도록 하였다.

시험편의 역학적 물성을 파악하기 위해 직경 50 mm, 높이 100 mm 의 시멘트 모르타르 공시체를 만들어 기본물성 시험을 하였다. 시험결과는 Table 3.1과 같다.

Table 3.1 Mechanical properties of cement mortar specimen

		Specimen							Average
		#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7	
Uniaxial Compressive Strength (MPa)		46.6	45.6	46.1	—	—	—	—	46.1
Young's Modulus (GPa)		27.0	26.3	26.5	—	—	—	—	26.6
Poisson's ratio		0.29	0.29	0.28	—	—	—	—	0.29
Wave velocity (m/s)	P-wave	4184	4254	5321	—	—	—	—	4586
	S-wave	2175	2104	2151	—	—	—	—	2143
Porosity (%)		11	13	13	—	—	—	—	12
Brazilian tensile strength		4.95	4.89	4.83	4.03	4.41	4.54	4.62	4.61

정육면체 시험편 수압파쇄공 내로 패커(packer)를 삽입할 때 패커 상하부에 장착되어있는 패킹 고무링의 손상을 방지하기 위하여, 수압파쇄공 입구 모서리를 사포를 사용해 부드러운 굴곡을 만들었다. 또한 수압파쇄공 내에 그리스 (grease)를 얇게 도포하여 패커 삽입을 용이하게 하는 동시에 가압구간의 밀폐 효과를 높였다.

3.2 시험장치 및 시험방법

Fig. 3.3은 본 실내시험의 모든 시스템이 결합된 개요도로서, 이축압축 시스템, 유체압입 시스템, 미소파괴음 측정 시스템, 자료수집 시스템으로 구성되어 있다.

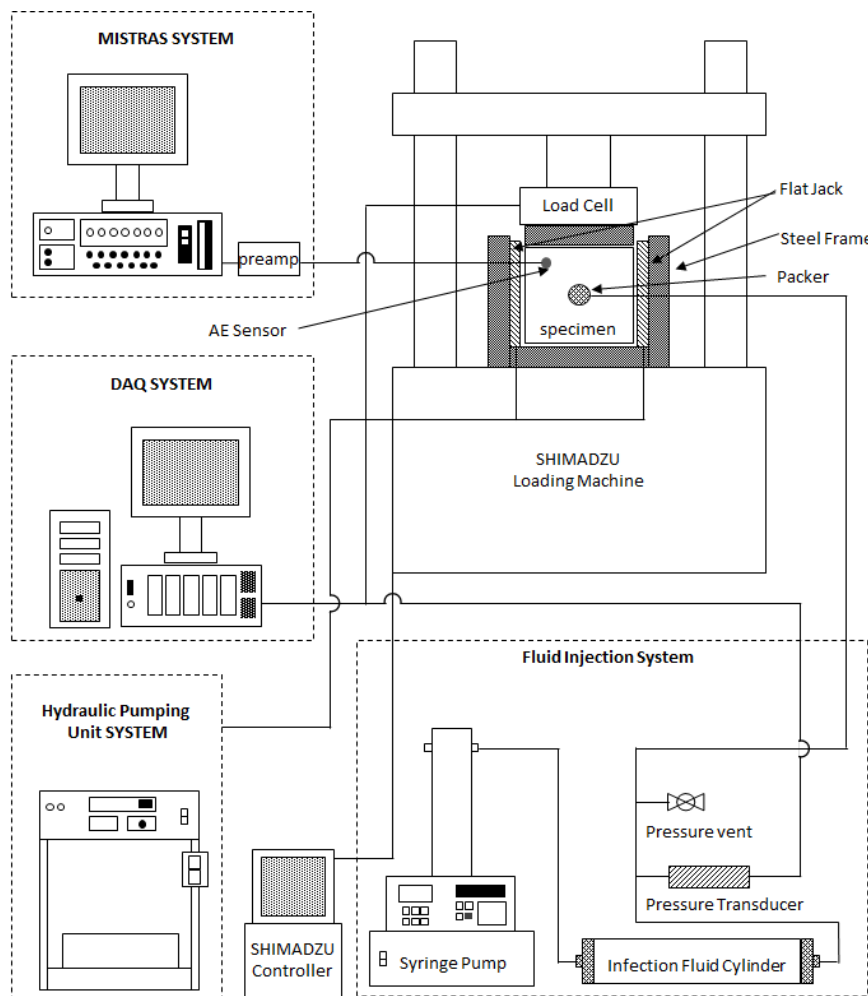


Fig. 3.3 Schematic diagram of hydraulic fracturing laboratory test system

3.2.1 이축압축 장치

이축압축 시험에서 최대응력은 Shimadzu사에서 제작된 최대 200톤 하중용량의 하중기를 사용하여 수직방향으로 가압하였다. 이 시험기는 일정한 하중속도와 변위속도를 제어할 수 있으며, 서보제어 시스템을 통하여 원하는 하중을 유지 시킬 수 있다.

이축압축 시험에서 최소응력을 가하기 위해 플랫잭 (flat jack)과 강철 프레임을 고안하였다. 플랫잭은 스테인리스로 제작하였으며, 가압을 위해 2개의 스테인리스 파이프를 부착하였다 (Fig 3.4). 한 개의 파이프는 유압 공급을 위한 것이고, 다른 한 개의 파이프는 플랫잭 내부의 공기를 제거하며 또 다른 플랫잭과 연결하기 위한 것이다. 유압 공급을 위한 파이프 끝에는 볼밸브 (ball valve)를 장착하였으며, 밸브 용량은 약 20.7MPa 이다. 플랫잭에 공급되는 유압은 30MPa 용량의 서보 제어가 가능한 유압펌프를 사용하여 가압하였다.



Fig. 3.4 View of flat jack made for the biaxial compression test

플랫잭을 지탱하기 위한 강철 프레임은 Fig. 3.5와 같다. 강철 재질로 시험편이 받는 하중을 감안하여 충분히 견딜 수 있을 만큼의 두께를 고려하여 열처리 하였으며, 플랫잭을 이용해 가압을 할 때 프레임의 변형을 방지하기 위해 상단부에 두 개의 사각형 모양의 강철 막대를 부착하였다. 시험편 및 플랫잭이 접촉하는 안쪽의 프레임 면은 시험편과의 접촉을 용이하게 하기 위하여 연마를 하였다. 또한 운반하기 편리하도록 측면부에 손잡이를 제작하였으며, 시험편의 상부면에 하중이 고르게 전달되도록 상부 프레임을 사각뿔대의 모양으로 하였고, 이 부분 역시 열처리와 연마를 하였다 (성백옥, 2004).



Fig. 3.5 View of biaxial frame

3.2.2 유체압입장치

본 연구에서는 수압파쇄를 위한 유체주입을 위해 TELEDYNE ISCO (사)의 시린지펌프 (syringe pump) 500D를 사용하였다 (Fig 3.6). 이 시험 장치는 유량 혹은 유압을 일정하게 제어할 수 있다. 또한 유량속도와 압력속도는 항상 변환할 있다. 최대로 주입할 수 있는 유체용량은 500 ml, 최대가압용량은 25.8 MPa이며, 최대주입속도 200 ml/min이다. 유체 압입을 위한 파이프는 모두 유니락(사)의 1/8" 스테인리스 파이프를 사용하였다.



Fig. 3.6 View of syringe pump (TELEDYNE ISCO 500D)

시린지펌프는 물을 주입하는 장치로 제작되었기 때문에, 점성을 가진 액체를 주입하기 위해 스테인리스-알루미늄 실린더를 별도로 고안하였다 (Fig 3.7). 시린지펌프가 실린더 내의 물을 밀어냄에 따라 피스톤이 실린더 내의 주입액을 밀어내는 방법 (Fig. 3.8)으로, 물과 주입액의 압축률 (compressibility)은 같고, 실린더 내로 주입되는 물의 유량과 실린더 밖으로 나오는 주입액의 유량은 동일한 것으로 가정하였다. 실린더 내의 피스톤에는 물과 주입액의 혼합을 방지하기 위하여 양끝단에 피스톤실링 (piston sealing)을 장착하였으며 장치의 방청과 경량화를 위하여 알루미늄을 사용하여 제작하였다. 실린더와 실린더 양끝단의 캡 (cap)은 스테인리스로 제작하였으며, 시린지펌프의 최대압력용량 25.8 MPa을 지지할 수 있도록 충분한 두께로 제작하였다.



Fig. 3.7 View of injection fluid cylinder : (a) the top is cylinder and cap, and (b) piston with rubber sealing

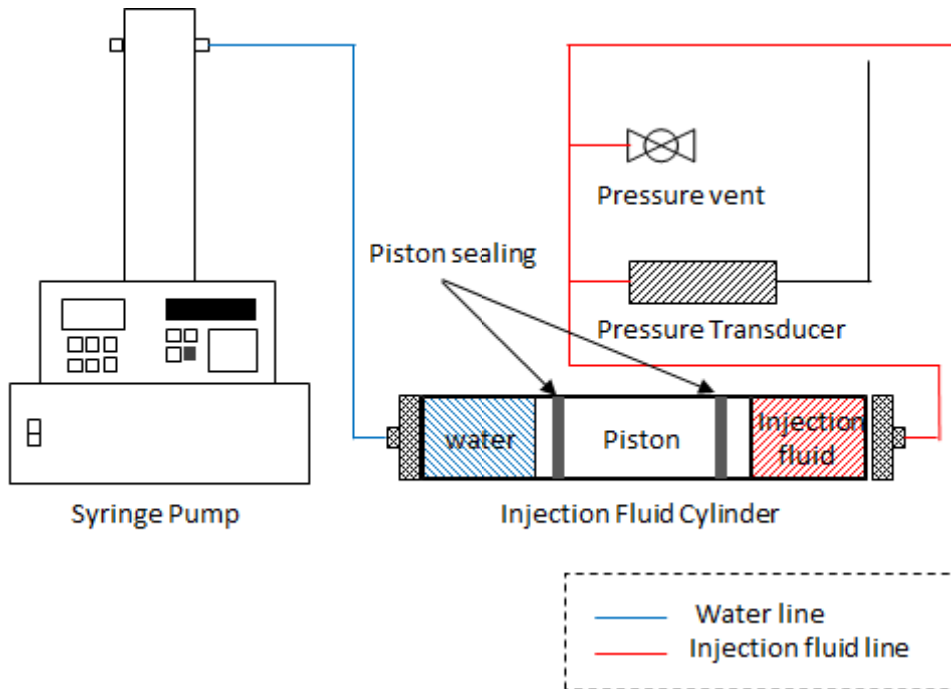


Fig. 3.8 Schematic diagram of injection system

시린지펌프는 자체적으로 압력데이터를 저장할 수 없기 때문에 별도의 압력트랜스듀서를 사용하여 압력데이터를 저장하였으며, 압력트랜스듀서는 Fig 3.8와 같이 주입액 파이프라인에 장착하였다. 본 시험에서 사용한 압력트랜스듀서는 일본 TOKYO SOKKI사의 PW-20MPa로, 20 MPa의 최대용량을 갖는 스트레인 게이지 타입 (strain gauge type)의 압력트랜스듀서이다 (Fig. 3.9).

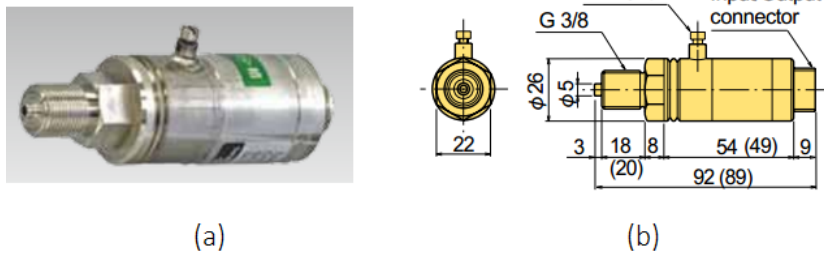


Fig. 3.9 (a) Pressure transducer and (b) drawing of pressure transducer (by TOKYO SOKKI)

시험이 종료된 후 유체의 압력을 손쉽게 제거하기 위한 목적으로 주입액 파이프라인에 압력분출구 (pressure vent)의 역할을 하는 17.2 MPa 용량의 볼밸브를 설치하였다 (Fig 3.8).

마지막으로 공 내에 유체압력을 가압하기 위한 패커 (packer)를 제작하였다. 주입하는 유체압력의 손실을 방지하기 위하여 가압구간 양 끝단에 삼중으로 고무재질의 오링 (o-ring)을 부착하였다. 가압구간에는 120° 간격으로 3개의 유체 출구가 있어 방사형으로 고무 유체를 가압할 수 있도록 하였다 (Fig. 3.9).

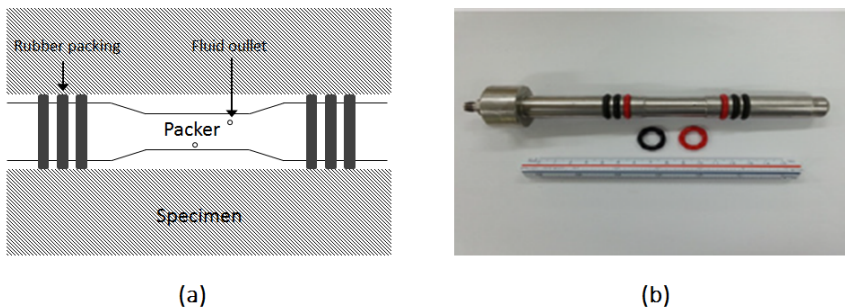


Fig. 3.10 (a) Schematic diagram of a injection packer to be inserted in the borehole and (b) view of the packer with tripple rubber o-rings

3.2.3 미소파괴음 측정 장치

본 연구에서는 수압파쇄 시 발생하는 미소파괴음을 측정하고 음원 추적을 실시하기 위하여 미국 **Physical Acoustic Corporation (PAC)**사에서 제작한 **MISTRAS** 장치를 사용하였다. **MISTRAS** 장치는 센서, 전치증폭기 (preamplifier), 미소파괴음장치보드 (acoustic emission system board) 그리고 **MISTRAS** 소프트웨어 프로그램으로 구성되어 있다. 수압파쇄 시험에 의해 발생한 미소파괴음은 센서에 의해 전기신호로 변환되고, 전치증폭기를 통해 보드가 측정할 수 있는 전압수준으로 증폭된다. 측정된 자료는 컴퓨터에 설치된 **MISTRAS** 소프트웨어 프로그램을 통해 컴퓨터에 저장되고 파형분석, 미소파괴음 물성 분석, 위치추적 등에 사용된다.

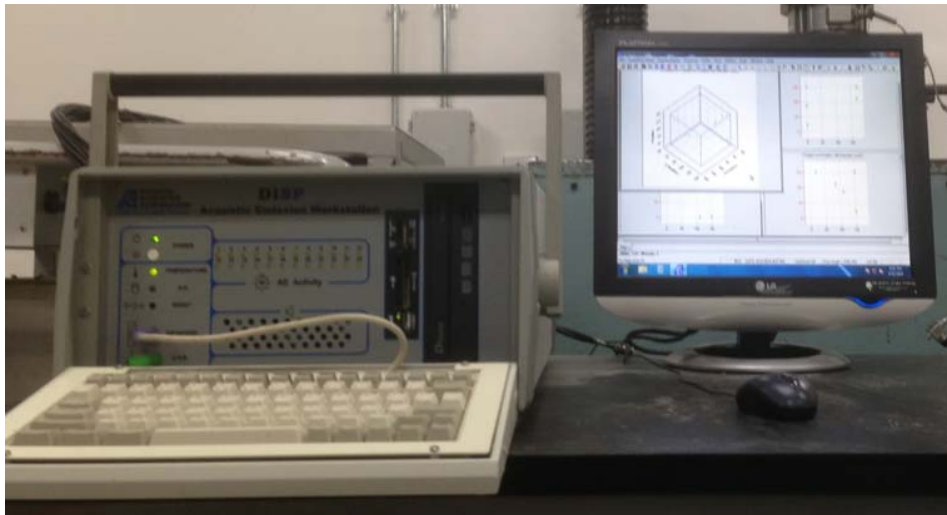


Fig. 3.11 View of MISTRAS AE signal analysis system (by PAC)

본 시험에 사용된 미소파괴음 센서는 PAC사의 PICO 센서로 높은 주파수대역과 민감도를 가진 센서로서, 주파수 대역은 200 kHz ~ 750 kHz 이며 지름은 5 mm, 두께는 4 mm이다. 실험 시 센서의 용이한 부착을 위하여 센서표면에 실리콘그리스 (silicon grease)를 발라 시료에 부착하였으며, 압정과 고무줄을 이용하여 센서가 시험편 표면에 압착되도록 하였다 (Fig. 3.12).

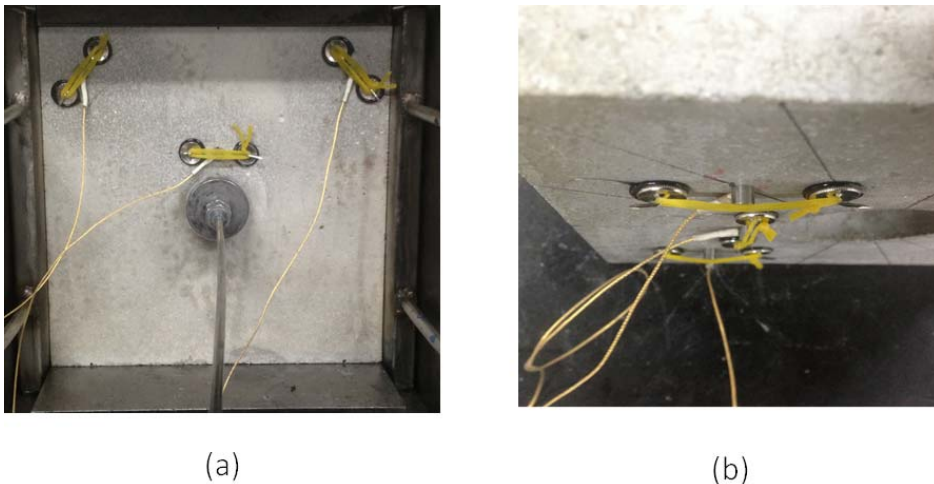


Fig. 3.12 Attachment of AE sensors using rubber band and tacks:
(a) front view and (b) top view

AE 센서에서 감지된 미소파괴음 신호는 PAC사의 전치증폭기에서 신호가 증폭되어 미소파괴음시스템 보드로 들어간다. 이 전치증폭기는 20 dB, 40 dB, 60 dB 중에서 선택적으로 신호를 증폭할 수 있다.

MISTRA 시스템에서 사용한 소프트웨어 프로그램은 AEWin for PCI2 (이하 AEwin)와 Winpost로 구성된다. AEwin은 미소파괴음 시험을 수행하기 위해서 필수적으로 실행해야 하는 소프트웨어로, 모든 측정치

를 저장하고, 3차원 음원추적을 재생, 디스플레이 할 수 있으며, 미소파괴음 시험을 위한 설정을 변경할 수 있는 프로그램이다. Winpost는 미소파괴음 계수 (Count), AE 에너지, 최대진폭, 지속시간, AE 절대에너지 등의 측정치와 미소파괴음 파형을 디스플레이할 수 있으며, 데이터를 저장할 수 있도록 해준다.

효과적인 미소파괴음 측정과 3차원 음원 추적을 실시하기 위해서 AEWin 소프트웨어 내에서 미소파괴음장치보드 설정을 위한 AE 하드웨어 설정, 그리고 재료크기 설정, 센서위치 설정을 해야 한다.

하드웨어 설정에서는 채널의 수, 검출한계 (AE Threshold), 전치증폭기, PDT (Peak Definition Time), HDT (Hit Definition Time), HLT (Hit Locking Time)을 설정해야 한다. 검출한계는 채널 감도를 제어하는 변수로서 잡음을 제거하기 위해 일정한 기준치를 설정해야 한다. PDT는 신호의 이전 최댓값보다 큰 최댓값이 나타날 때 까지 대기하는 시간으로 이를 설정하면 오름시간 측정에 대한 신호의 최댓값을 올바르게 확인하게 해준다. HDT는 검출한계를 넘는 최댓값이 탐지된 이후 다음 최댓값이 나타날 때까지 대기하는 시간으로 이를 설정하면 각 AE 신호가 하나의 타격음으로 기록이 된다. HLT는 하나의 미소파괴음을 측정한 후 측정을 잠시 중단하는 시간으로 이를 설정하면 신호 쇠퇴기동안 잘못된 측정을 피할 수 있고 자료 획득 속도가 향상된다.

이 밖에 하드웨어 설정에는 신호취득 속도, 필터 상하한, 트리거 이전 기록시간 (pre-trigger time), 파형의 길이 등을 설정하여야 한다. 신호취득 속도는 미소파괴음시스템 보드가 한 개의 파형을 매 초마다 기록하는 속도이다. 필터 상하한 설정은 잡음 주파수를 배제하여 원하는 주파수 대역의 파형을 얻기 위한 것이며, 트리거 이전 기록시간은 신호가 검출한계를 넘어서기 전에 얼마나 오랫동안 기록해야 할지를 결정하는 설

정치이다.

재료, 센서위치 설정은 3차원 음원추적을 위한 설정으로, 미소파괴음 전파속도, 시험편의 크기, 센서 부착 위치, 재료의 신호 감쇠비 (attenuation) 등을 설정할 수 있다. 미소파괴음 전파속도는 재료 내에서 탄성과 속도로 입력하는 부분이며, 센서 부착 위치는 좌표로 설정할 수 있다. 재료의 신호 감쇠비는 음원에서 멀어질수록 감소하는 신호크기의 정도를 설정한다.

3.3.4 자료수집장치

본 연구에서는 수압파쇄 시 유체의 압력을 측정하고 데이터를 수집하기 위해 National Instruments사의 SCXI-1001 DAQ (Data Acquisition) 보드와 NI LabVIEW 시스템 디자인 소프트웨어를 사용하였다. DAQ 보드는 주입액 파이프라인에 장착된 압력트랜스듀서에서의 전기신호를 취득하며, LabVIEW 소프트웨어는 사용자 편의에 맞게 프로그래밍되어 분석된 데이터를 PC에서 실시간 모니터링 또는 저장할 수 있게 해준다. 본 연구에서는 0.2초당 하나의 압력데이터를 저장할 수 있도록 설정 하였다.

3.2 실내시험 방법

3.2.1 실험 설정

본 연구에서는 수직응력 3 MPa, 수평응력 1.5 MPa의 조건하에서 네 가지의 주입액 점도 1, 100, 500, 1000 cst를 사용, 각 주입액 당 주입속도 2, 10, 50 ml/min를 사용하는, 12가지 경우의 실내시험을 수행하였다. 그리고 수압파쇄 시 발생하는 미소파괴음의 3차원 음원추적 및 모멘트텐서 해석을 수행하기 위하여 시험편 표면에 6개의 미소파괴음 센서를 부착하였다 (Fig. 3.13).

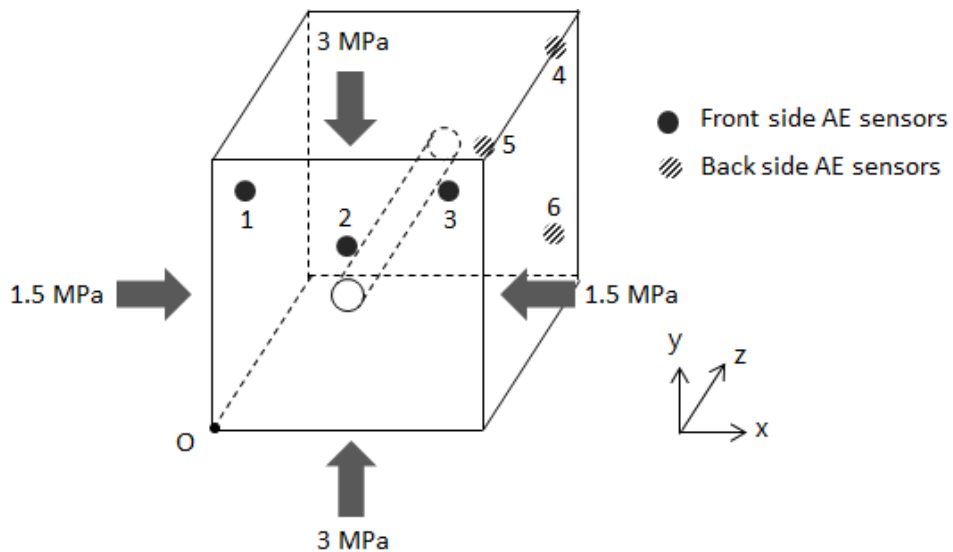


Fig. 3.13 AE sensors locations and stress condition



Fig. 3.14 View of completed test setup for hydraulic fracturing test

미소파괴음을 측정하기 위해 본 실내시험에서는 전치증폭기의 증폭 값을 60 dB로 선택하였다. AEwin 소프트웨어 프로그램의 하드웨어 설정에서 채널수는 6개로 설정하였으며, 검출한계는 잡음과 수압파쇄 시 발생하는 미소파괴음 크기를 고려하여 25 dB로 설정하였다. 그리고 본 실내시험에 앞서 시험편에서의 미소파괴음파형을 미리 분석하여 PDT, HDT, HLT 값을 각각 50, 100, 50 μsec 로 설정하였다. 신호취득 속도는 10 MHz로 설정하여 0.1 μsec 마다 한 개의 파형이 기록되도록 하였으며, 필터 상하한 설정에서는 100 kHz ~ 1 MHz의 주파수 대역을 갖도록 하였다. 또한 트리거 이전 기록시간은 40 μsec 로 설정하였고, 파형의 길이는 1 k ~ 15 k로 설정할 수 있는데, 2 k인 204.8 μsec 로 설정하였다.

재료, 센서 위치설정에서 미소파괴음 전파속도는 시험편에서 **pencil break test**를 실시하여 P파 속도를 입력하였으며, 이와 더불어 음원과 떨어진 거리에 따른 신호크기를 측정하여 감쇠비를 설정하였고, 센서 위치는 좌표로 설정을 해주어야 하는데 아래 **Table 3.3**과 같다. 원점 (0, 0, 0)은 **Fig. 3.13**의 O점과 같다. 센서 배열을 **Table 3.3**과 같이 설정한 이유는 다양한 센서 배열에서 **pencil break test**를 통한 3차원 음원추적 (**AE source location**)을 시험편 표면에 실시하고 각 센서 배열에서 발생하는 음원위치 추정오차를 비교한 결과, 센서 배열을 **Table 3.3**과 같이 설정하였을 때 오차가 가장 작게 발생하였기 때문이다. 따라서 본 실험에서는 **Table 3.3**과 같이 센서를 배열시켜 수압파쇄 실험을 실시하였다.

Table 3.2 Location of AE sensors in xyz coordinate system (unit : mm)

Sensor	X	Y	Z
1	20	150	170
2	85	110	170
3	150	150	170
4	150	150	0
5	110	85	0
6	150	20	0

* Sensor locations are marked in Fig 3.13.

3.2.2 실험 순서

본 연구에서의 실험순서는 다음과 같다.

- ① 7일간 양생한 17cm×17cm×17cm 시멘트모르타르 시험편 수압과 채공 내에 그리스를 얇게 바르고, 패커를 삽입한다.
- ② 시험편을 강철 프레임 내에 넣고 프레임과 시험편 사이에 플랫잭을 삽입하고, 플랫잭에는 유압펌프를 연결한다.
- ③ 시험편에 미소파괴음 센서를 압정, 실리콘그리스 (silicon grease), 고무줄을 사용하여 부착한다.
- ④ 상부 가압판과 로드셀을 시험편 위에 올린다.
- ⑤ 하중기를 사용하여 수직응력을 가하고, 플랫잭과 유압펌프를 사용하여 수평응력을 가한다. 이때 시험편의 변형을 최대한 줄이기 위해 수직응력과 수평응력은 같은 속도로 가압한다.
- ⑥ 유체주입을 위하여 실린더에 주입액과 물을 채우고 시린지펌프와 패커에 연결한다.
- ⑦ 시린지펌프를 사용하여 유체를 압입한다. 이때부터 데이터 취득을 시작하여 컴퓨터 모니터 상에서 압력의 변화를 실시간으로 관찰한다.
- ⑧ 가압에 따라 압력이 증가하게 되며, 이후 수압과채에 의해 균열이 발생하며 압력이 떨어지게 되는데, 이를 모니터 상에서 확인한 후 유체의 압입을 멈춘다. 이때의 최대 압력이 일차파쇄압력 P_b (breakdown pressure)이 된다.
- ⑨ 유체의 압입을 중지하면 일정치로 압력이 수렴하게 되는데 이때의 압력이 균열폐쇄압력 P_s (shut-in pressure)에 해당한다. 균열폐쇄압력이 관찰되는 시점에서 유체를 다시 압입한다.

⑩ 가압에 따라 압력이 다시 증가하게 되며, 이후 이미 발생한 균열이 다시 열리며 압력이 감소하게 되는데 이때의 압력이 균열개구압력 P_r (reopening pressure)이다. 균열개구압력이 관찰되는 시점에서 가압을 멈추고 압력저하와 두 번째 균열폐쇄압력을 관찰 후 실험을 종료한다.

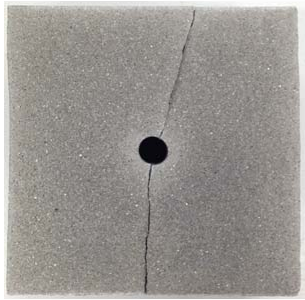
⑪ 위와 동일한 방법으로 주입액의 점도와 주입속도를 달리하여 실시한다.

4. 수압파쇄 실내시험 결과 및 고찰

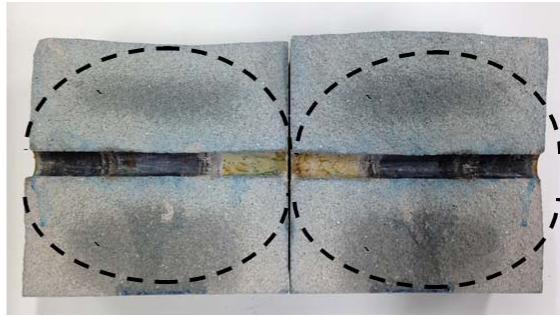
본 연구에서는 최대주응력 3 MPa, 최소주응력 1.5 MPa의 조건하에 네 가지 주입액 점도 (1, 100, 500, 1000 cst)를 사용하였고, 각 점도별 세 가지 주입속도 변화 (2, 10, 50 ml/min)를 통해 수압파쇄 실내시험을 수행하였다. 실험결과 수압파쇄 시간-압력 곡선 그래프를 해석할 수 있었으며, 시편을 수압파쇄공 방향과 수직인 방향으로 절단하여 균열면을 확인, 균열방향과 주입액의 균열면 침투여부를 관찰할 수 있었다.

모든 시편의 균열은 주입액 점도, 주입속도와 관계없이 공내 최대주응력 방향 주변에서 균열이 시작되어 최대주응력방향과 10 ~ 30°의 편차를 유지하며 단일균열이 성장하였으며 육안으로 확인할 수 있었다 (Fig. 4.1 ~ Fig. 4.3, Appendix A).

사용한 시험편은 고유번호를 사용함으로써 구별하고자 하였으며, 시험편 고유번호의 표기는 'HF주입액점도-IS-주입속도' 방식으로 표기하였다. HF란 Hydraulic Fracturing의 약자를 나타내며 뒤의 숫자는 주입액 점도를 cst단위로 표기한다. IS는 등방성시험편을 의미하며, 마지막으로 오는 숫자는 주입속도를 나타내는 것으로 단위는 ml/min이다. 즉, 시험편 'HF1-IS-2'는 점도 1 cst의 주입액을 2 ml/min의 주입속도로 압입한 실험에서 사용된 등방성시험편을 의미한다.

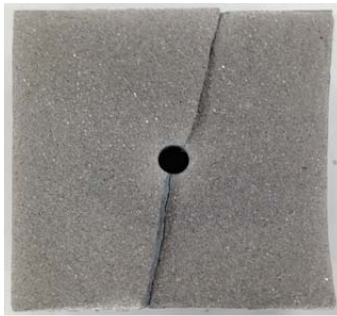


(a)



(b)

Fig. 4.1 (a) Hydraulic fracture orientation and (b) fracture pattern for HF1000-IS-2



(a)



(b)

Fig. 4.2 (a) Hydraulic fracture orientation and (b) fracture pattern for HF100-IS-10

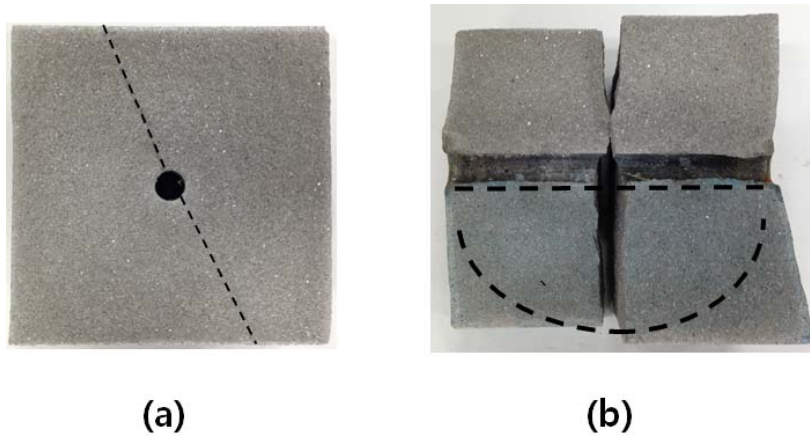


Fig. 4.3 (a) Hydraulic fracture orientation and (b) fracture pattern for HF500-IS-10

4.1 수압파쇄 시간-압력 그래프 해석

Fig. 4.4는 본 실험에서 얻은 하나의 시간-압력 곡선의 예로서, Fig. 2.1과 같이 일차파쇄압력 P_b , 균열개구압력 P_r , 균열폐쇄압력 P_s 를 관찰할 수 있는 전형적인 수압파쇄 시간-압력 곡선이다. 본 실험의 시간-압력 곡선을 살펴보면, 유체주입에 따라 압력이 올라가다 급격히 감소하는 지점에서 일차파쇄압력을 관찰할 수 있었고, 유체주입을 멈추어 압력이 일정수준에 도달하는 균열폐쇄압력 또한 관찰할 수 있었다. 균열폐쇄압력 후, 한 번 더 압입을 하여 일차파쇄압력보다 낮은 압력에서 균열개구압력을 관찰할 수 있었다.

본 연구에서는 최대주응력 3 MPa, 최소주응력 1.5 MPa의 조건하에 네 가지 주입액 점도 (1, 100, 500, 1000 cst)를 사용하였고, 각 점도별 세 가지 주입속도 변화 (2, 10, 50 ml/min)를 통해 수압파쇄 실험을 수

행하였다. 이에 주입액 점도 변화, 주입속도 변화에 따른 수압파쇄 시간-압력 그래프 변화를 관찰 하였다 (Fig. 4.6 ~ Fig. 4.17).

각 그래프 관찰의 결과로 일차파쇄압력 P_b , 균열개구압력 P_r , 균열개시압력 (initiation pressure) P_i 를 결정하여 Table 4.1에 정리하였다. 여기서 균열개시압력이란, 수압파쇄공 내 압력이 증가하여 일차파쇄압력에 이르기 전 균열이 최초 발생하는 지점의 압력으로, 미소파괴음이 급격히 발생이 시작하는 지점의 압력으로 그 값을 구할 수 있다 (Zoback 등, 1977; Chitrala 등, 2012b). 본 연구에서는 균열개시압력을 Fig. 4.5에 제시한 바와 같이 미소파괴음 발생거동을 상세히 관찰하여 결정하였다. 미소파괴음 누적개수 (cumulative AE)는 실험이 끝난 시점의 누적개수로 Table 4.1에 정리하였으며, 일차파쇄압력까지의 압력이 상승하는 곡선 기울기 (pressure incline slope)와 일차파쇄압력과 이후 압력이 감소하는 곡선 기울기 (pressure decline slope)를 함께 산정하여 Table 4.1에 정리하였다. 수압파쇄 곡선으로부터 얻은 인장강도는 일차파쇄압력에서 균열개구압력을 뺀 값으로 그 결과를 정리하였다.

균열개구압력은 수압파쇄곡선 두 번째 사이클에서 가압 중 압력이 떨어지는 지점에서 확인할 수 있다. 그러나 시편 HF100-IS-50과 HF500-IS-2에서는 균열개구압력을 확인할 수 없었다.

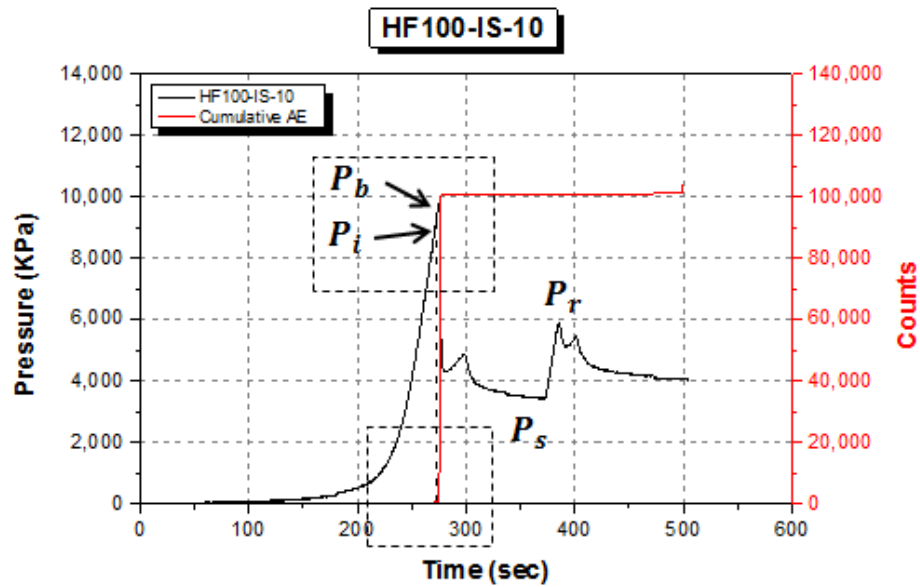


Fig. 4.4 Typical time-pressure curve obtained in the laboratory hydraulic fracturing test where p_i , p_b , p_r , and p_s could be successfully determined

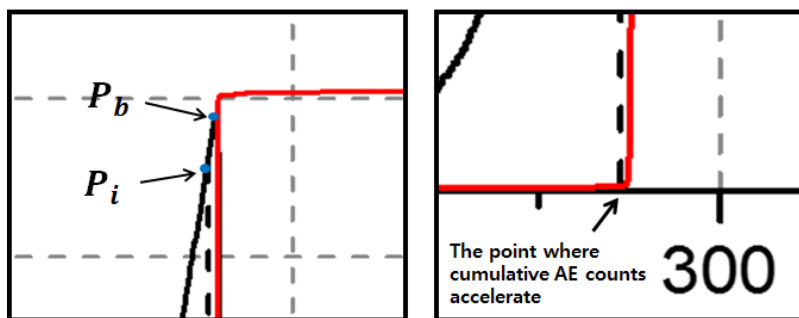


Fig. 4.5 Enlargement of dash lined areas of Fig. 4.4 to determine p_i

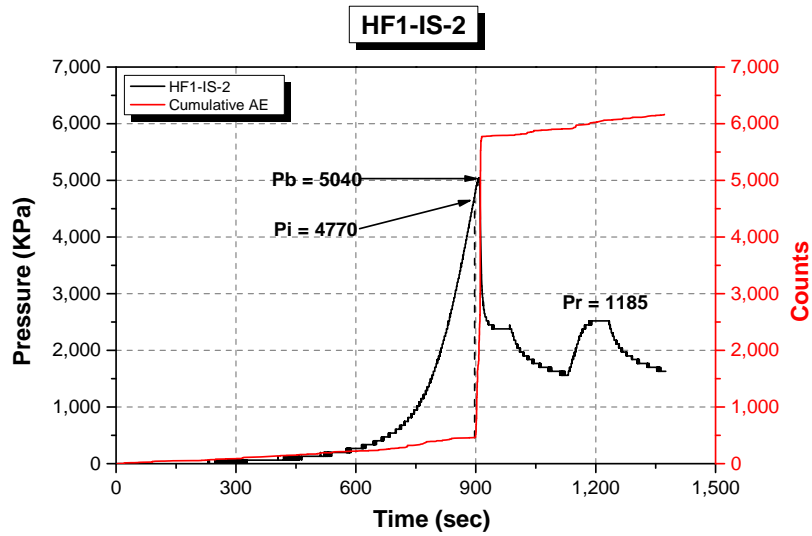


Fig. 4.6 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1-IS-2

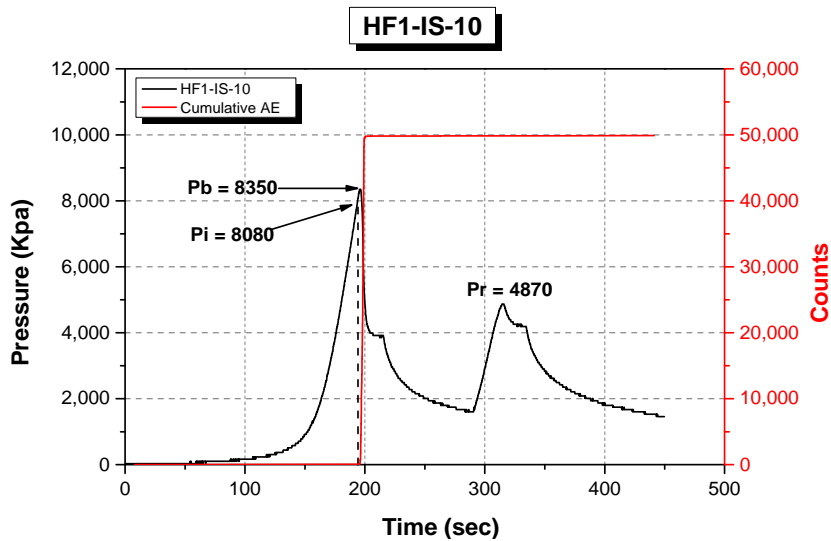


Fig. 4.7 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1-IS-10

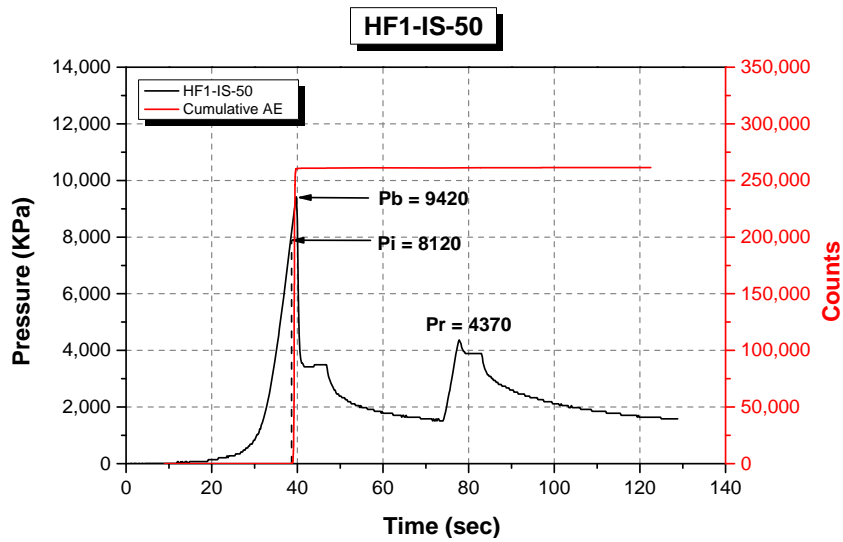


Fig. 4.8 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1-IS-50

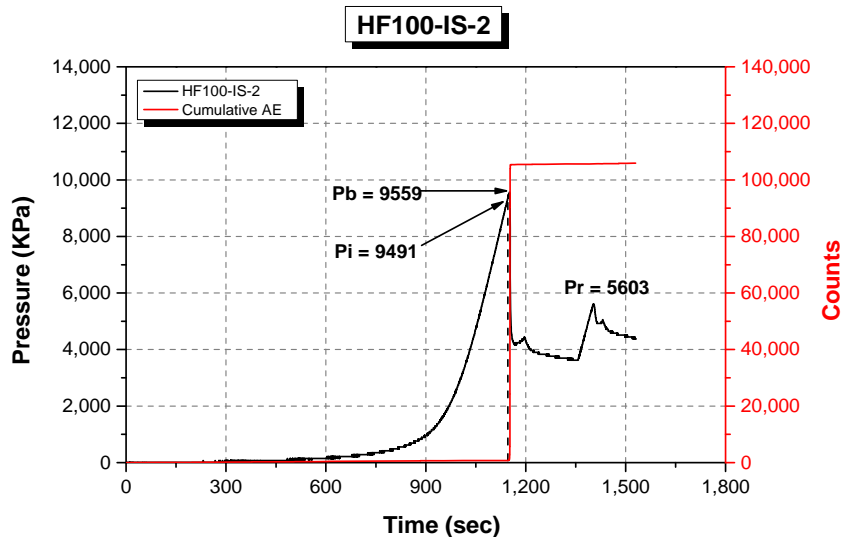


Fig. 4.9 Time-pressure and cumulative AE curve for HF100-IS-2

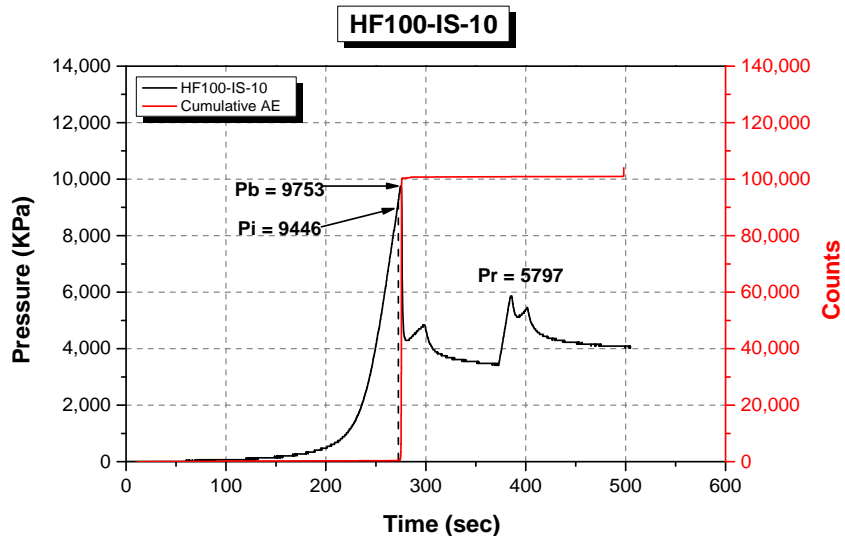


Fig. 4.10 Time-pressure and cumulative AE curve for HF100-IS-10

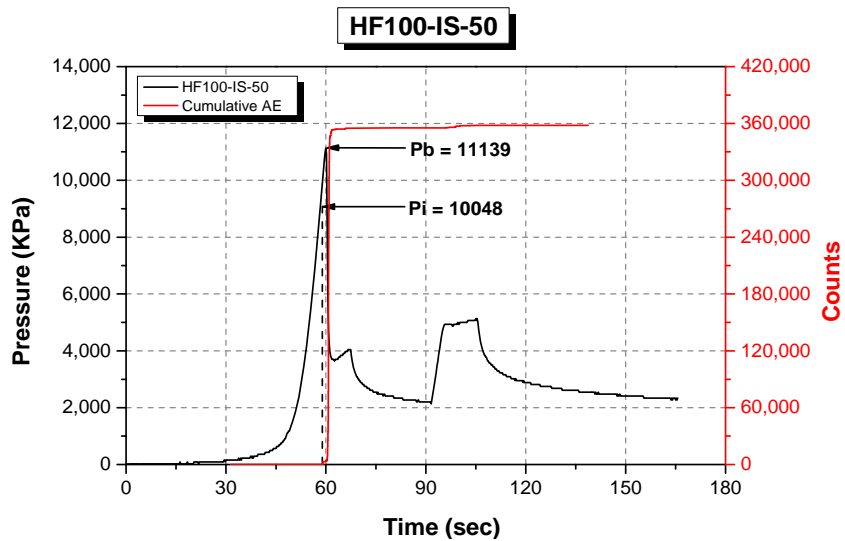


Fig. 4.11 Time-pressure and cumulative AE curve for HF100-IS-50

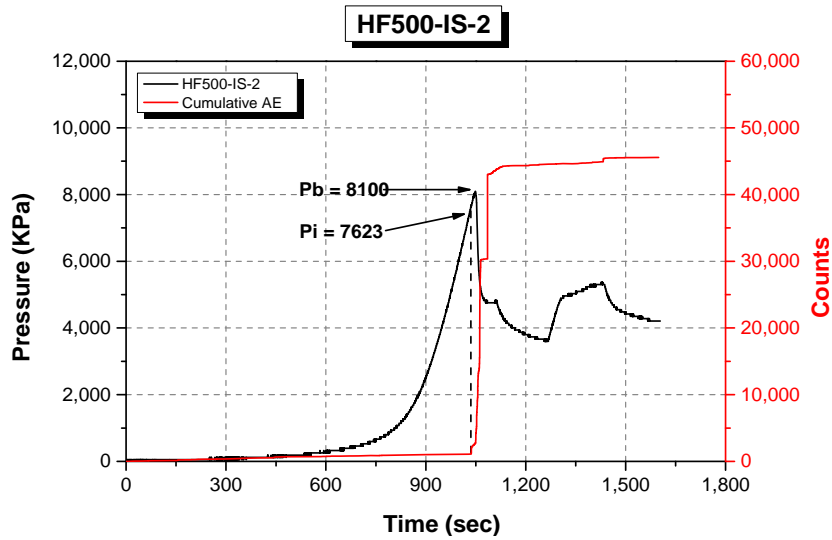


Fig. 4.12 Time-pressure and cumulative AE curve for HF500-IS-2

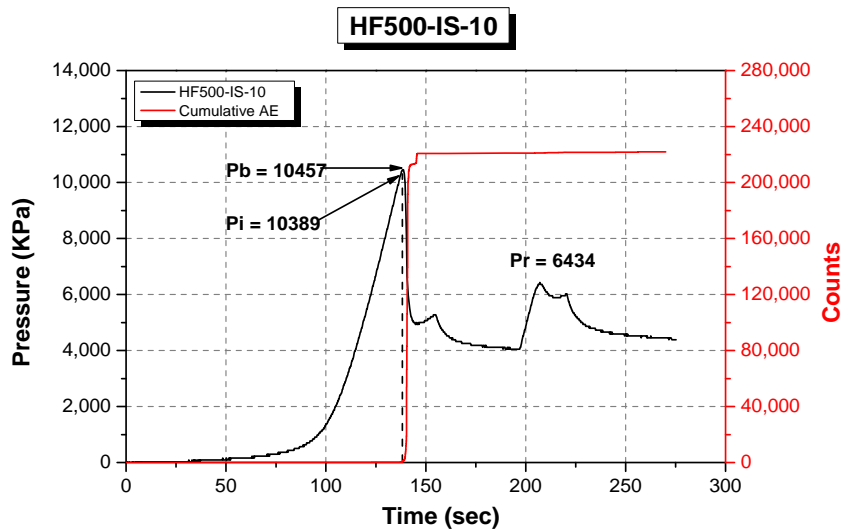


Fig. 4.13 Time-pressure and cumulative AE curve for HF500-IS-10

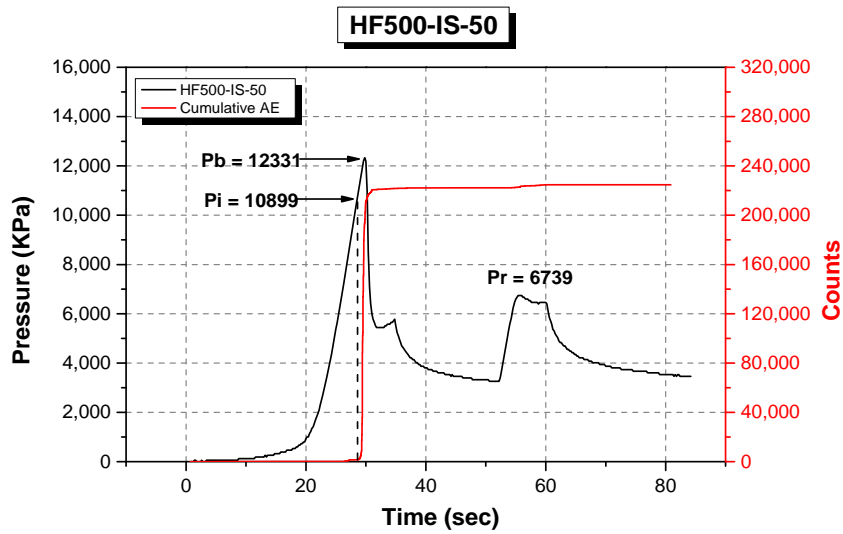


Fig. 4.14 Time-pressure and cumulative AE curve for HF500-IS-50

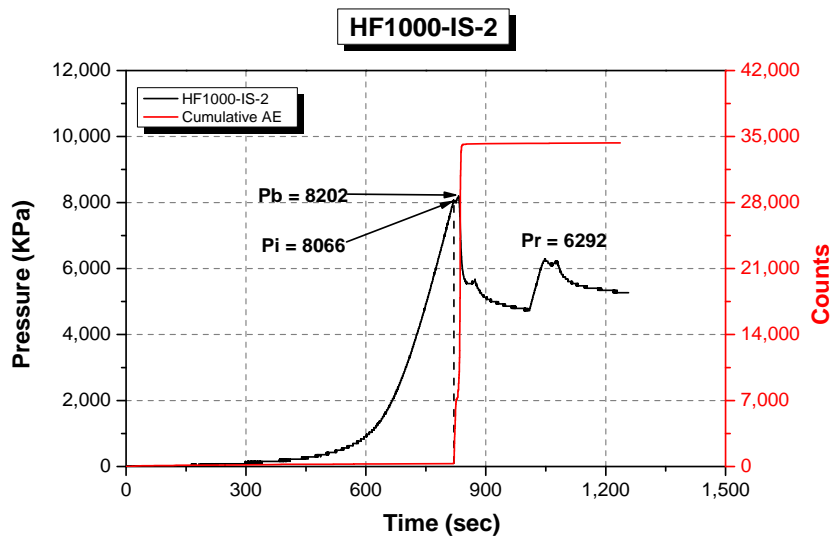


Fig. 4.15 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1000-IS-2

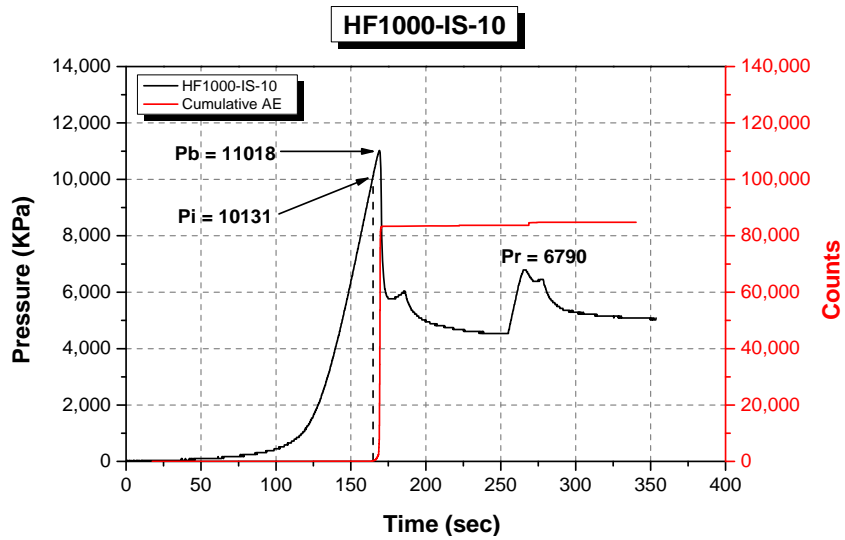


Fig. 4.16 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1000-IS-10

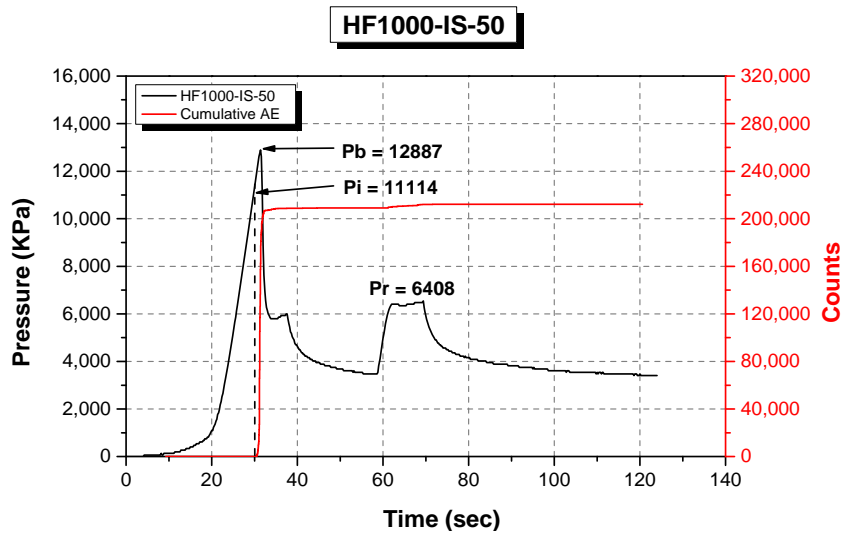


Fig. 4.17 Time-pressure and cumulative AE curve for HF1000-IS-50

Table 4.1 Summary of the hydraulic fracturing test results

Sample No.	P_b (KPa)	P_r (KPa)	Tensile strength (KPa)	Cumulative AE (Counts)	Pressure buildup slope (KPa/sec)	Pressure decline slope (KPa/sec)
HF1-IS-2	5,040	1,185	3,855	6,163	32.4	-81.6
HF1-IS-10	8,350	4,870	3,480	49,881	215.8	-434.3
HF1-IS-50	9,420	4,370	5,050	261,464	1166.7	-3333.3
HF100-IS-2	9,559	5,603	3,956	105,909	46.5	-379.4
HF100-IS-10	9,753	5,797	3,956	101,042	234.5	-1299.1
HF100-IS-50	11,139	-	-	358,084	1259.2	-4130.2
HF500-IS-2	8,100	-	-	45,561	39.0	-109.9
HF500-IS-10	10,457	6,434	4,023	221,866	275.2	-920.8
HF500-IS-50	12,331	6,739	5,592	224,789	1506.2	-3444.3
HF1000-IS-2	8,202	6,292	1,910	34,332	42.2	-134.3
HF1000-IS-10	11,018	6,790	4,228	84,808	249.4	-937.8
HF1000-IS-50	12,887	6,408	6,479	212,195	1236.2	-2955.5

4.1.1. 일차파쇄압력 고찰

수압파쇄에 의한 균열이 인장균열이며 단일균열이라고 가정하고 주입 유체의 시험편 내 침투 작용을 무시하였을 때, 1957년 **Hubbert and Willis**가 제안한 탄성모델을 사용하면 일차파쇄압력 값을 정할 수 있다. 또한 탄성모델은 시험편의 공극, 유체 침투를 무시하였기 때문에 1967년 **Haimson and Farhurst**가 제안한 공극탄성모델을 사용한 일차파쇄압력 값보다 높은 값을 기대할 수 있다. 본 연구에서는 일차파쇄압력을 결정하기 위해 탄성모델을 사용하였고, 공극압 p_p 는 작용하지 않는다고 가정하였다. 또한 실험수행 전 선행연구를 통하여 수압파쇄 균열면이 최대주응력 방향과 $0 \sim 30^\circ$ 의 편차를 보임을 감안하고 식 (2.1)의 **Kirsch**식을 사용한 공내 접선응력과 **Brazilian test**를 통한 시편의 평균인장강도 4.6 MPa을 고려하여 일차파쇄압력 이론값을 산정하였고, 그 결과 일차파쇄압력 P_b 은 6,100 ~ 6,500 KPa값의 범위에 속할 것으로 예상하였다.

그러나 수압파쇄 실내시험 결과 **HF1-IS-2**를 제외한 모든 시편이 이론치보다 1.5 ~ 2배 큰 값을 갖는 것으로 계산되었다. 이는 탄성모델의 경계조건은 무한한 탄성체인 반면 실내시험에서 사용한 시험편은 그 크기가 한정되어 있기 때문이며, 주입액 점도 및 주입속도를 포함하는 주입방법에 대한 고려가 이루어지지 않았기 때문인 것으로 판단되었다. 현재 주입액 점도, 주입속도 및 한정적인 경계조건을 고려한 이론적인 일차파쇄압력을 구하고자 하는 노력이 진행되고 있으며, 주입액 물성을 고려한 수압파쇄 메커니즘은 그 과정이 복잡하여 수치해석 연구가 진행되고 있다 (**Shumizu 등, 2011; Nagel 등, 2011; 정재웅 등, 2013**).

정재웅 등(2013)은 수압파쇄거동을 모사하기 위하여 **DEM (Discrete Element Mmodel)** 기반의 상용프로그램인 **PFC2D (Particle Flow Code**

in 2-Dimension)의 수리-역학적 연계해석을 사용하여 본 연구의 실내시험과 같은 조건 하에서 수치해석을 수행하였으며 (Fig. 4.18), Table 4.2에서 확인할 수 있듯이 수치해석 연구결과가 본 연구의 실내시험 결과처럼 일차파쇄압력이 탄성모델 이론치보다 높은 것을 확인할 수 있다.

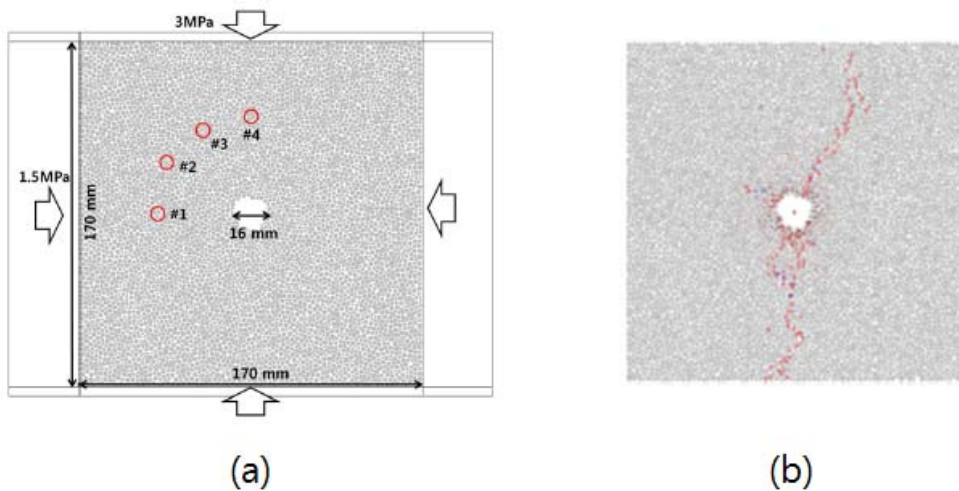


Fig. 4.18 (a) PFC2D simulation for hydraulic fracturing at laboratory scale, (b) induced cracks of HF1-IS-10 from PFC2D simulation (정재웅 등, 2013)

Table 4.2 Summary of the PFC2D simulation results (정재웅 등, 2013)

Specimens	Viscosity of injection fluid (cP)	Injection rate (ml/min)	Initiation Pressure (MPa)	Breakdown pressure (MPa)
HF1-IS	1	10	9.9	19.5
HF50-IS	50	10	10.7	24.4
HF100-IS	100	10	11.2	26.4

본 연구에서는 주입액 점도와 주입속도 변화에 따른 수압파쇄곡선 변화 양상을 보다 용이하게 비교하기 위하여, 각각의 시간-압력 그래프를 시간축을 조정하여 한 개의 그래프 안에서 비교해 보았다 (Fig. 4.19 ~ Fig. 4.25)

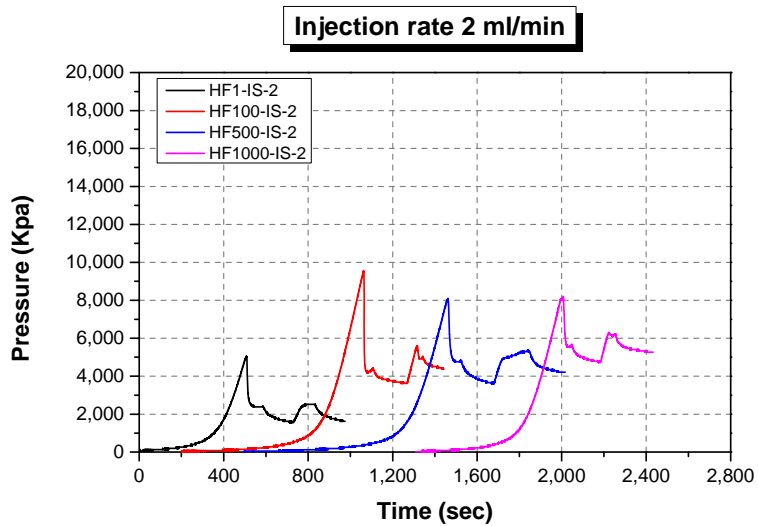


Fig. 4.19 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using injection fluid having different viscosities (constant injection rate of 2 ml/min applied)

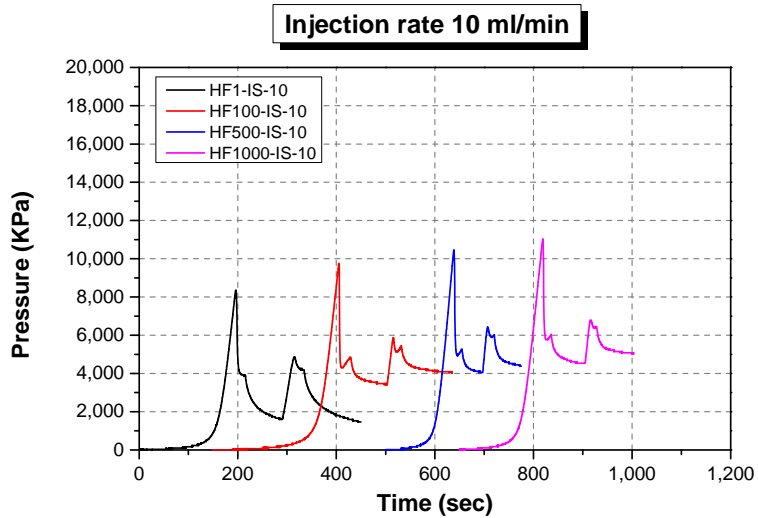


Fig. 4.20 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using injection fluid having different viscosities (constant injection rate of 10 ml/min applied)

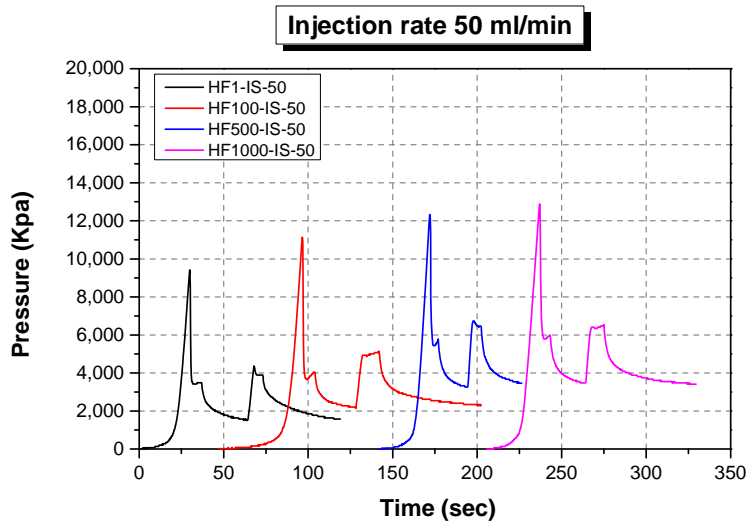


Fig. 4.21 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using injection fluid having different viscosities (constant injection rate of 50 ml/min applied)

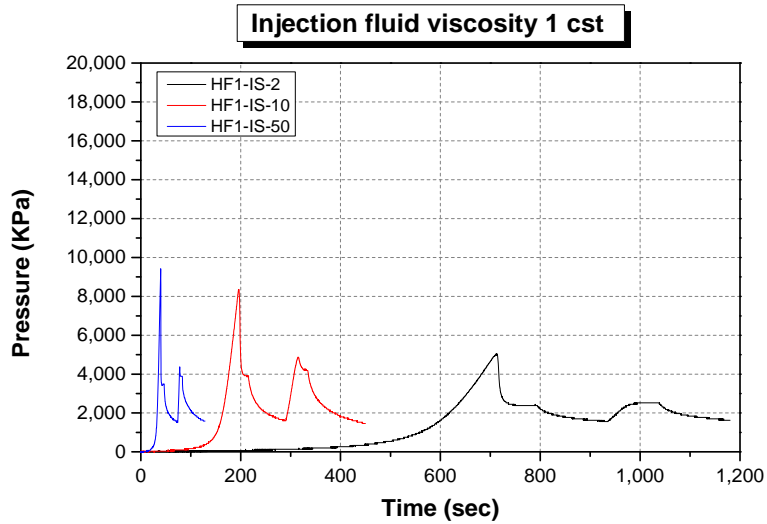


Fig. 4.22 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using fluid viscosity having different injection rate (fluid viscosity of 1 cst applied)

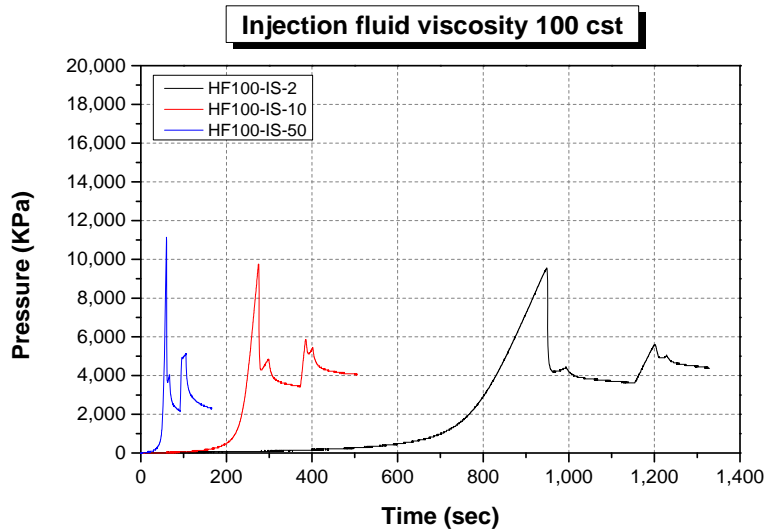


Fig. 4.23 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using fluid viscosity having different injection rate (fluid viscosity of 100 cst applied)

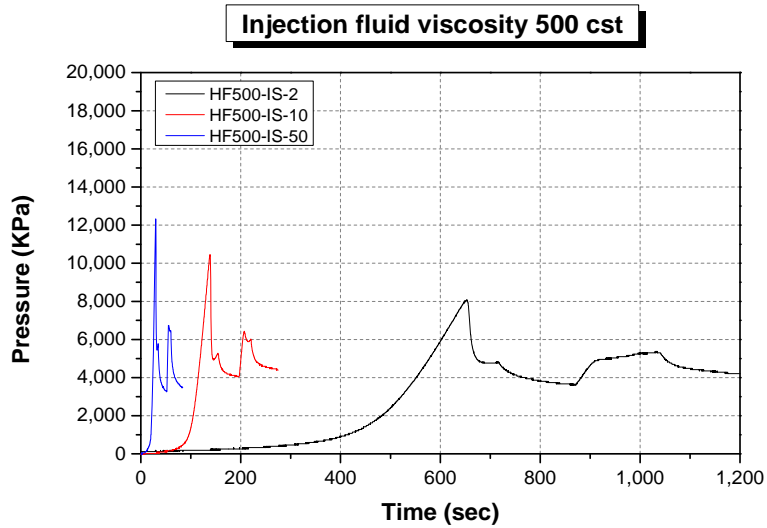


Fig. 4.24 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using fluid viscosity having different injection rate (fluid viscosity of 500 cst applied)

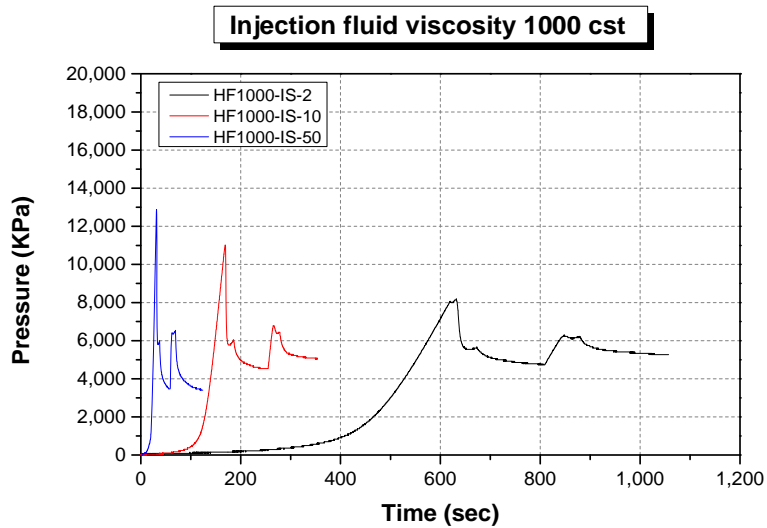


Fig. 4.25 Time-pressure curves obtained from hydraulic fracturing tests using fluid viscosity having different injection rate (fluid viscosity of 1000 cst applied)

Fig. 4.26 ~ Fig. 4.27을 보면, 주입액 점도가 증가하면 일차파쇄압력이 함께 증가하는 경향을 파악할 수 있으며, 균열개구압력 또한 증가하는 경향을 파악하였다. 이는 기존 실내시험 연구 (Ishida 등, 2004; Bohloli and Pater, 2006)와는 다른 경향을 보이며, 오히려 수치해석 연구 (Shimizu 등 2011, 정재웅 등 2013)와 비슷하다. 이같이 상반되는 결과는 수압파쇄 메커니즘에 주입액 물성의 역할에 대한 고려가 적절히 이루어지지 않고 있기 때문인 것으로 보인다. 따라서 심도 있는 수치해석과 실내시험연구가 진행되어야 할 것으로 판단되었다.

시간-압력 곡선에서 일차파쇄압력 전후의 압력증가기울기 (pressure incline slope)와 압력감소기울기 (pressure decline slope)는 압력형성속도와 감소속도를 나타내는 지표이다. 본 실내시험에서는 주입액 점도와 압력증가기울기, 압력감소기울기의 관계를 관찰하였으나, 그 관계가 무관한 것으로 판단되었다 (Fig. 4.28 ~ Fig. 4.29).

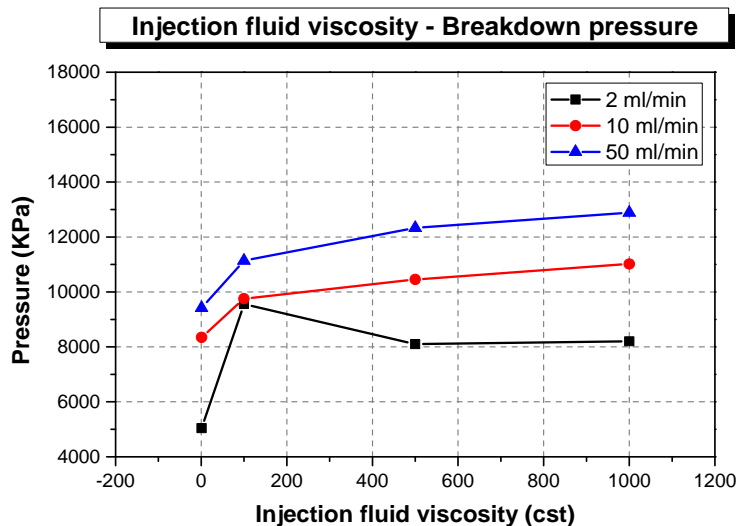


Fig. 4.26 Relationship between injection fluid viscosity and breakdown pressure at different injection rates

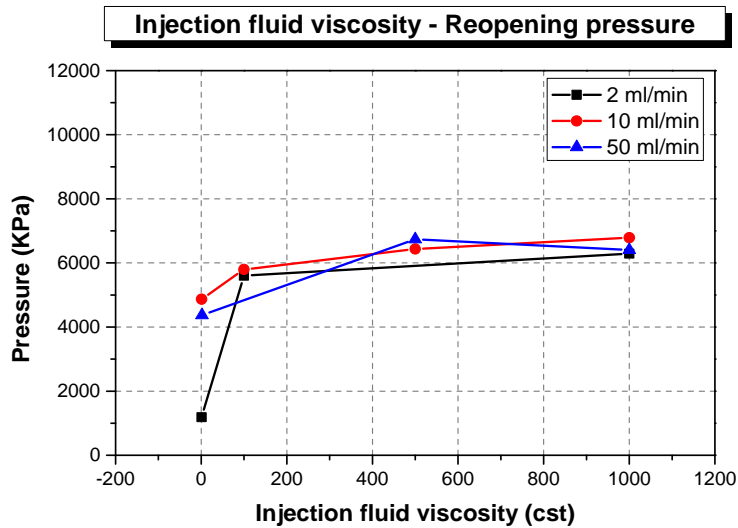


Fig. 4.27 Relationship between injection fluid viscosity and reopening pressure at different injection rates

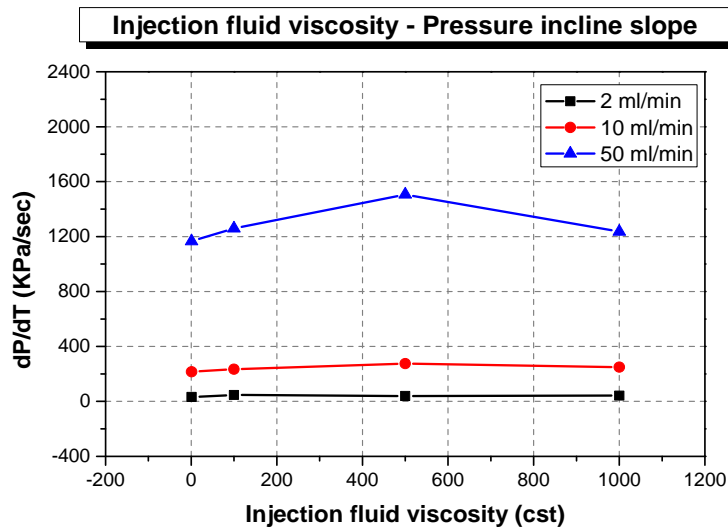


Fig. 4.28 Relationship between injection fluid viscosity and pressure incline slope at different injection rates

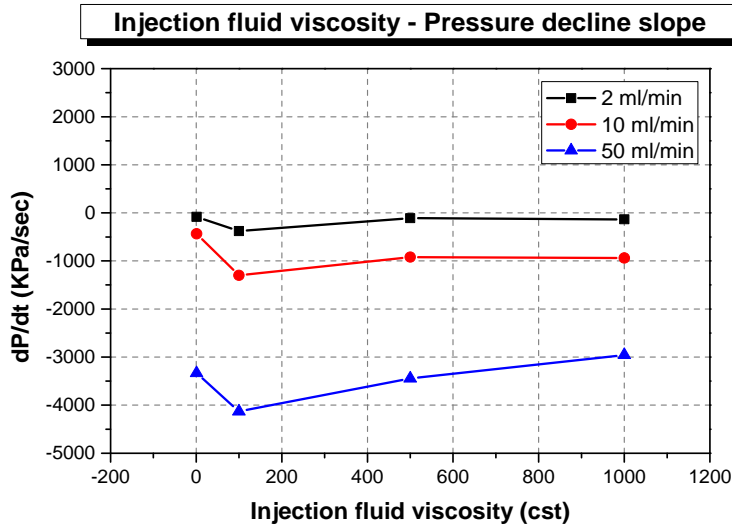


Fig. 4.29 Relationship between injection fluid viscosity and pressure decline slope at different injection rates

주입속도 변화에 따른 수압파쇄곡선 거동은 주입액 점도 변화 결과와는 몇 가지 다른 거동을 보인다. Fig. 4.30 ~ Fig. 4.31을 보면, 주입속도가 증가할수록 일차파쇄압력이 증가하는 경향을 보이고 있으나, 균열 개구압력이 증가하는 경향은 확인 할 수 없었다. 그러나 주입속도 변화에 따른 압력증가기율기, 압력감소기율기의 변화 양상은 관찰할 수 있었다. Fig. 4.32 ~ Fig. 4.33을 살펴보면, 주입속도가 증가할수록 압력증가기율기 또한 증가한다. 이는 주입속도는 가압속도를 의미하므로 당연한 결과이다. 또한 주입속도가 증가함에 따라 압력감소기율기가 증가함을 볼 수 있다.

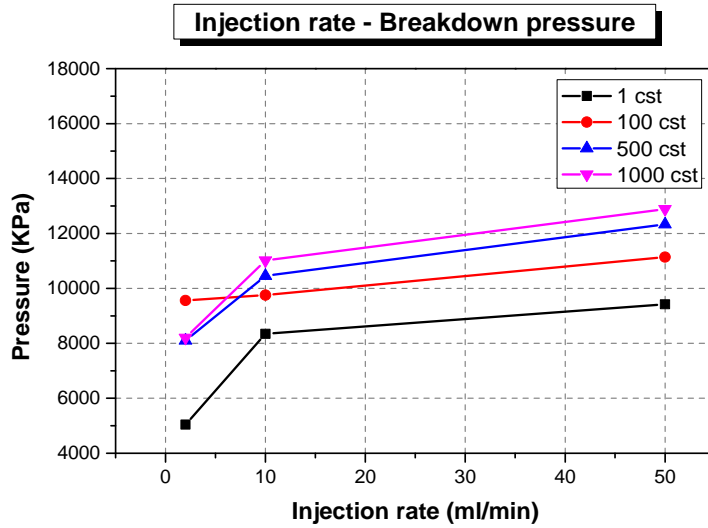


Fig. 4.30 Relationship between injection rate and breakdown pressure at different injection fluid viscosities

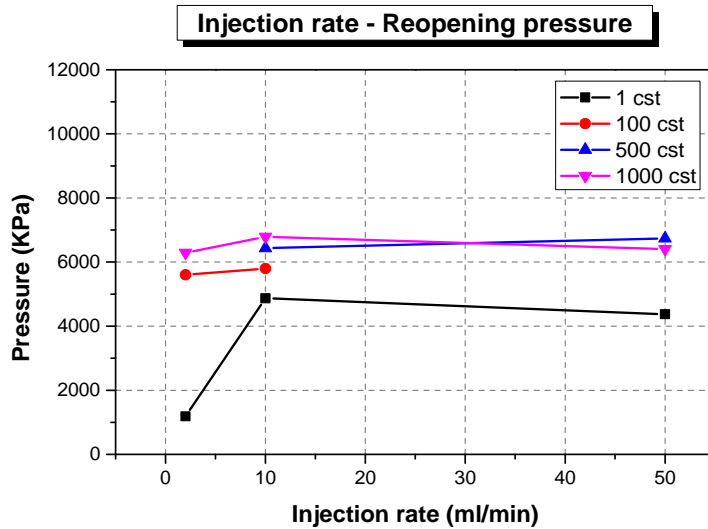


Fig. 4.31 Relationship between injection rate and reopening pressure at different injection fluid viscosities

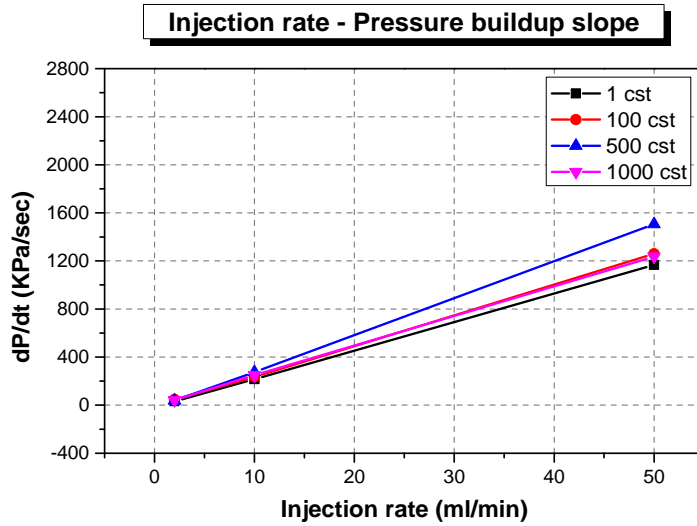


Fig. 4.32 Relationship between injection rate and pressure incline slope at different injection fluid viscosities

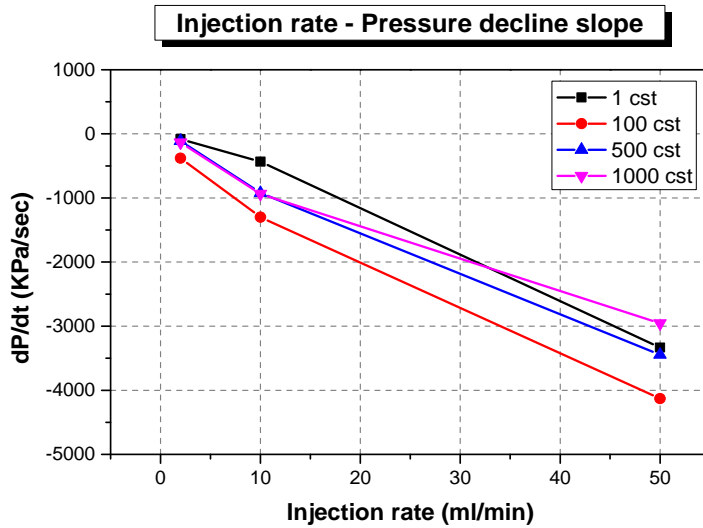


Fig. 4.33 Relationship between injection rate and pressure decline slope at different injection fluid viscosities

일차파쇄압력은 주입액의 점도 및 주입속도가 증가하면 함께 증가하는 경향을 보인다. 이는 주입점도가 낮거나 주입속도가 느릴수록 유체의 시편내 침투 (infiltration)가 수월해 지고 공극수압으로 작용하며, 수압과 채공내 주변의 유효응력을 감소시키는 역할을 한 것으로 판단된다 (Schmitt and Zoback, 1993; Zoback 등, 1977).

압력증가기울기를 살펴보면 주입속도가 커질수록 그 값도 커지는데, 주입속도가 10 ml/min에서 50 ml/min으로 다섯 배 증가할 때 압력증가기울기도 선형비례적으로 다섯 배 증가하지만, 2 ml/min에서 10ml/min으로 주입속도가 다섯 배 증가할 때 압력증가기울기는 여섯 배 이상 증가하였다 (Table 4.1). 이는 2 ml/min의 주입속도에서는 상대적으로 압력이 느리게 증가한다는 것을 의미하며, 일차파쇄압력증가와 마찬가지로 느린 주입속도에서 유체의 시편 내 침투가 더욱 진행되었고, 이 때문에 압력증가기울기가 선형비례적인 관계가 성립되지 않은 것으로 판단된다. 주입속도가 느리면 주입유체는 수압파쇄공 주변에 침투할 수 있는 충분한 시간을 가지게 되어, 상대적으로 빠른 주입속도보다 압력형성이 지연된다고 할 수 있다.

압력감소기울기 또한 주입속도의 영향을 받는다. 주입액 점도 변화 결과와는 달리 주입속도가 증가하면 압력감소기울기 또한 증가하는데, 이에 대한 이유는 4.1.3절에서의 수압파쇄 균열길기와 관련지을 수 있다. 본 연구의 4.1.3절에서는 주입속도의 증가는 균열폐쇄압력 시 감소기울기의 증가로 이어지고, 수압파쇄 균열 길이가 증가할수록 균열폐쇄압력 시 감소기울기는 증가하기 때문에 주입속도의 증가가 수압파쇄 균열을 크게 만든다는 결론을 얻었다. 이를 반영하면 느린 주입속도보다 빠른 주입속도에서 길이가 큰 균열이 형성되었고, 공내 주입액과 압력이 상대적으로 더 큰 균열로 빠져나가기 때문에, 압력감소기울기 또한 빠른 주입속도에

서 상대적으로 더 큰 값을 가지는 것으로 판단된다.

4.1.2. 균열개시압력 고찰

균열개시압력 (initiation pressure) P_i 는 일차파쇄압력에 이르기 전 균열이 최초 발생하는 지점의 압력으로, 미소파괴음이 급격히 발생하는 지점에서 그 값을 구할 수 있으며 일차파쇄압력과 비교되는 압력이다 (Zoback 등, 1977; Chitralla 등, 2012b). 본 연구에서는 주입액 점도와 주입속도 변화에 따른 균열개시압력의 변화를 관찰하고, 일차파쇄압력과의 비교를 위해 Fig. 4.34 ~ Fig. 4.40과 같이 그래프를 도시하였다.

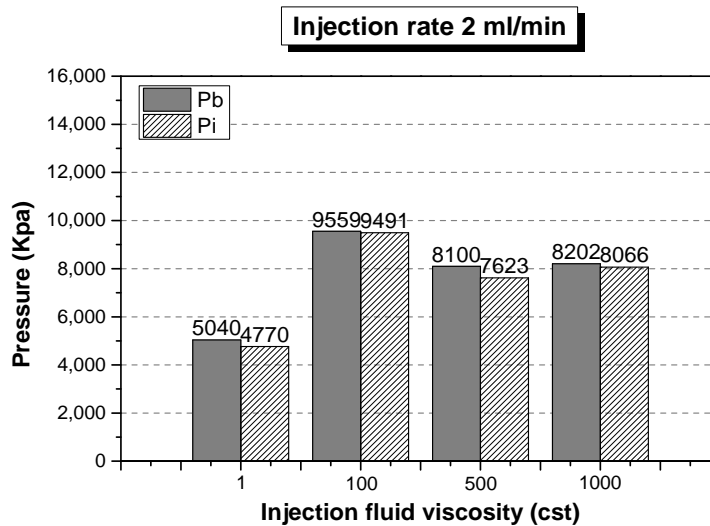


Fig. 4.34 Relationship between injection fluid viscosity and breakdown pressure, initiation pressure at injection rate of 2 ml/min

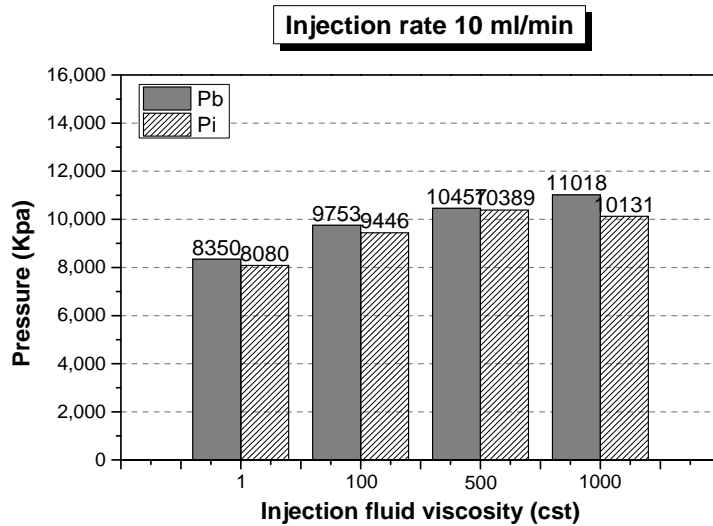


Fig. 4.35 Relationship between injection fluid viscosity and breakdown pressure, initiation pressure at injection rate of 10 ml/min

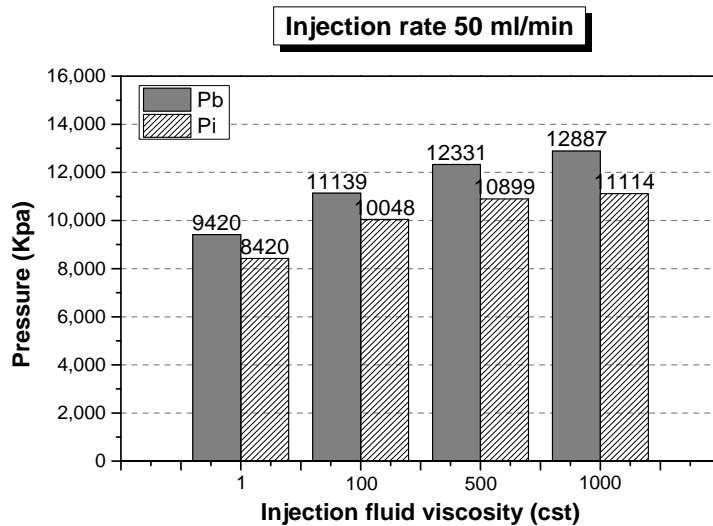


Fig. 4.36 Relationship between injection fluid viscosity and breakdown pressure, initiation pressure at injection rate of 50 ml/min

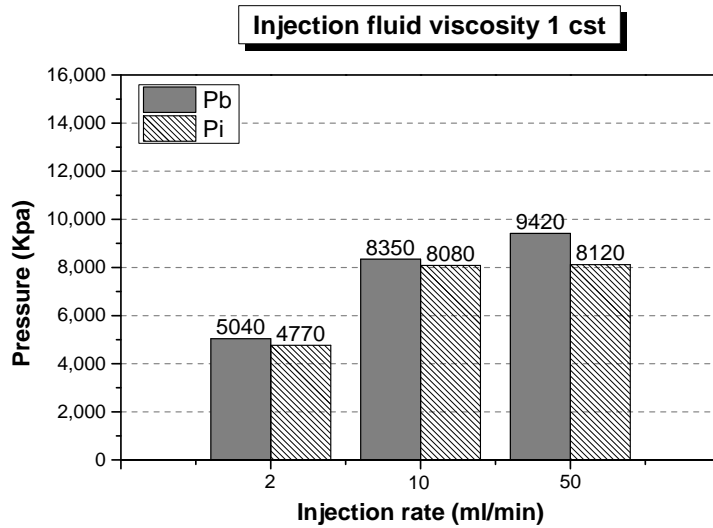


Fig. 4.37 Relationship between injection rate and breakdown pressure, initiation pressure at injection fluid viscosity of 1 cst

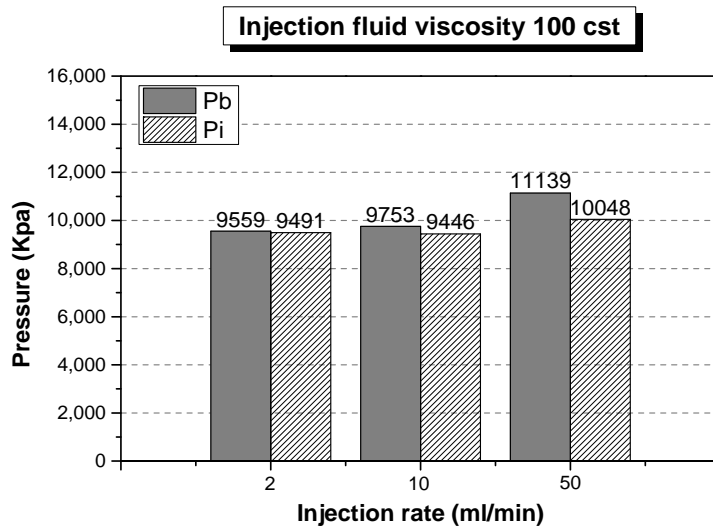


Fig. 4.38 Relationship between injection rate and breakdown pressure, initiation pressure at injection fluid viscosity of 100 cst

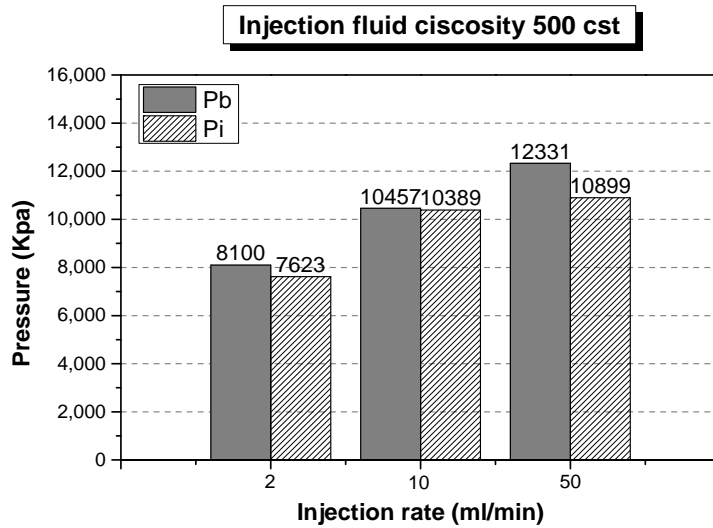


Fig. 4.39 Relationship between injection rate and breakdown pressure, initiation pressure at injection fluid viscosity of 500 cst

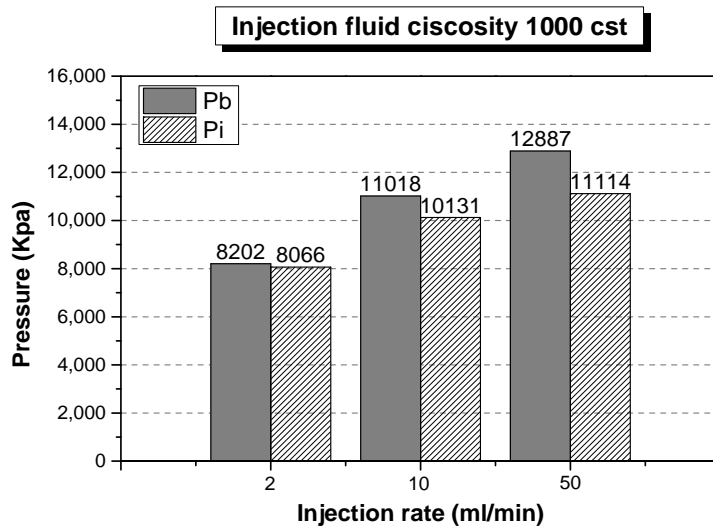


Fig. 4.40 Relationship between injection rate and breakdown pressure, initiation pressure at injection fluid viscosity of 1000 cst

일반적으로 균열개시압력은 일차파쇄압력보다 낮은 값을 가지며, 본 연구를 통해서 그 사실을 확인할 수 있었다. 일차파쇄압력과 마찬가지로 균열개시압력도 주입액 점도와 주입속도가 증가하면 함께 증가하는 경향을 보이나 어느 정도 수준에 도달하면 일정치에 수렴하는 경향도 함께 보였다. 예를 들어 Fig. 4.35에서는 주입액 점도가 500 cst이후부터 약 10 MPa에 수렴하는 듯 보이며, Fig. 4.36에서는 주입액 점도가 증가하면 균열개시압력은 약 11.5 MPa로 수렴하는 것으로 보인다. 또한 Fig. 4.37에서는 주입속도가 10 ml/min이후부터 약 8 MPa로 수렴하는 것을 확인할 수 있었으나 주입속도가 단순히 세 가지 경우인 것을 감안하면 다양한 주입속도에서의 추가적인 실험이 필요할 것으로 생각된다.

Chitralla 등 (2012b)의 연구에서 주입속도가 일정 수준치에 도달하면 균열개시압력은 일정치에 수렴한다는 연구결과가 있었으며, 본 연구에서도 이러한 현상을 확인할 수 있었다 (Fig. 4.41). 또한 주입액 점도 역시 일정 수준치에 도달하면 균열개시압력이 일정한 값에 수렴하는 현상을 관찰할 수 있었다.

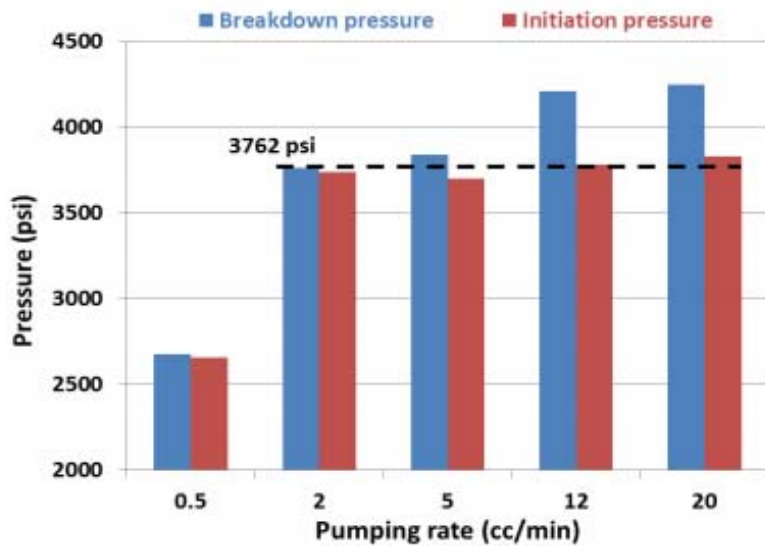


Fig. 4.41 Initiation and breakdown pressures against the corresponding pumping rates (Chitralla, 2012b)

본 연구를 통해 주입속도가 증가할수록 일차파쇄압력과 균열개시압력의 차이가 크게 나타남을 확인할 수 있었다. 이는 압력형성속도와 관련이 있는데, 주입속도가 빠르면 압력형성속도가 빨라 균열개시압력에서 일차파쇄압력까지 도달하는 시간동안 더 많은 압력을 형성하였기 때문이다. 그러나 주입액 점도변화에 따른 일차파쇄압력과 균열개시압력의 크기차이는 관찰할 수 없었다.

4.1.3 균열폐쇄압력 고찰

수압파쇄 시 유체의 가압을 시작하면 수압파쇄공 내에 압력이 증가하며 일차파쇄압력 (initial breakdown pressure) 또는 균열개구압력 (reopening pressure)을 지나 균열확장압력 (fracture propagation pressure)에 도달하게 된다. 이 후 가압을 중지하면 압력은 일정한 값으로 떨어지게 되는데, 이 압력은 수압파쇄에 의해 생성된 균열을 유지하기에 필요한 최소한의 공내 압력이며, 따라서 균열면에 수직한 방향의 응력을 나타내는 지표로 사용될 수 있다. 일반적으로 수압파쇄시험에서 균열은 최대수평주응력 방향으로 발생하며, 따라서 균열폐쇄압력은 최대주응력과 수직방향인 최소주응력의 크기를 나타내는 지표라 할 수 있다.

이에 균열폐쇄압력 (shut-in pressure)을 결정하기 위하여 균열폐쇄압력부의 곡선을 이용한 다양한 방법이 시도되었다 (Aamodt and Kiriya-gawa, 1982; Doe and Boyce 1982; Gronseth and Kry, 1982; Zoback and Haimson 1982; McLennan and Roegiers, 1982; Hayashi and Ito, 1992). 이 방법들은 각각 고유의 장점들을 가지고 있으나 동일한 균열폐쇄압력 곡선에 적용시켜보면, 각기 다른 균열폐쇄압력을 구하게 되므로, 아직까지 균열폐쇄압력의 결정에 대한 명확한 방법은 제시되지 못하고 있다. 이러한 과거의 시도는 균열폐쇄압력이 Hubbert and Willis (1957)가 제안한 이상적인 거동과 다른 양상을 보이기 때문이며, 수압파쇄에 의한 균열이 다시 폐쇄되는 과정에 대한 메커니즘이 정확히 규명되고 있지 않았기 때문이다.

본 연구에서는 균열폐쇄압력을 결정하기 위하여 McLennan and Roegiers (1982)가 제안한 방법과 Hayashi and Ito (1992)가 제안한 방법을 사용하였다. 두 방법을 선택한 이유는 Hayashi and Ito (1992)의 실험

에서 McLennan법과 Hayashi법이 다른 방법들과 비교하여 실제 균열폐쇄압력을 상대적으로 정확히 반영했기 때문이다. McLennan법은 수압과 폐 시간-압력 곡선에서 균열폐쇄압력 구간 양끝단에 접선을 그어 그 접점의 압력을 균열폐쇄압력이라 결정하였다.

Hayashi법은 균열폐쇄압력 곡선을 압력-(시간증분/압력증분)의 그래프로 다시 그려 기울기가 변화하는 지점을 균열폐쇄압력으로 결정하는 방법으로, 선형 탄성학과 선형 파괴역학에 기초를 두고 균열폐쇄과정은 주입액의 암반 내로의 침투(infiltration) 및 국부적인 균열의 폐쇄 등에 의해 영향을 받으며 균열폐쇄곡선 상의 최대 굴곡점은 균열전단의 거동과 일치하므로 이때 균열 내의 압력이 최소주응력을 나타낸다고 하였으며, 균열폐쇄곡선의 특성을 물리적으로 규명하고 이 균열폐쇄곡선을 이용하여 최소주응력을 결정하는 방법을 압력-(시간증분/압력증분)의 곡선으로 제안하였다.

Fig. 4.42 ~ Fig. 4.43는 균열폐쇄압력을 결정하기 위한 곡선 해석의 예로, 각 실내시험의 두 번째 가압 사이클에 대한 McLennan법과 Hayashi법을 사용하여 균열폐쇄압력을 결정하였다. 나머지 균열폐쇄압력 결정을 위한 곡선은 Appendix B에 수록하였다. 일반적으로 균열폐쇄압력은 일차과쇄압력 이후의 사이클에서 보다 정확히 균열면에 수직한 방향의 응력을 나타낸다는 보고가 있다 (Lee and Haimson, 1988).

Hayashi법으로 균열폐쇄압력을 결정시 2.2절의 Fig. 2.5와 같은 명확한 기울기변화를 확인할 수 없어, Fig. 4.43와 같이 그래프 초반부 접선과 그래프 후반부 접선을 그어 균열폐쇄압력을 결정하였다.

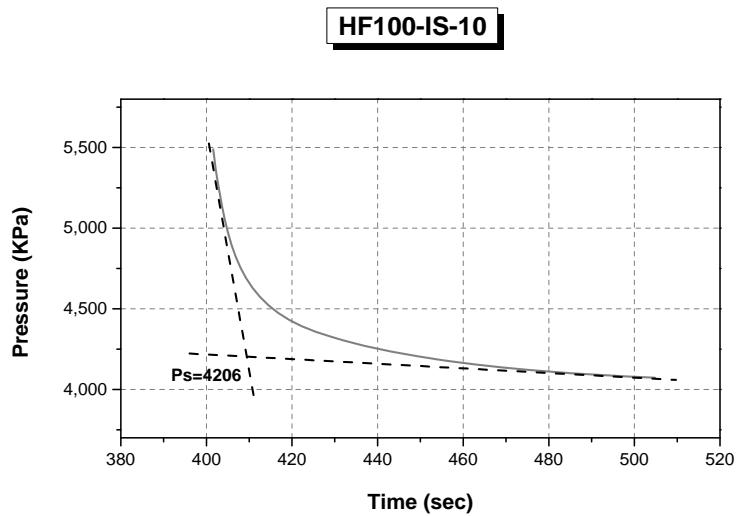


Fig. 4.42 Determination shut-in pressure for HF100-IS-10 using McLennan method

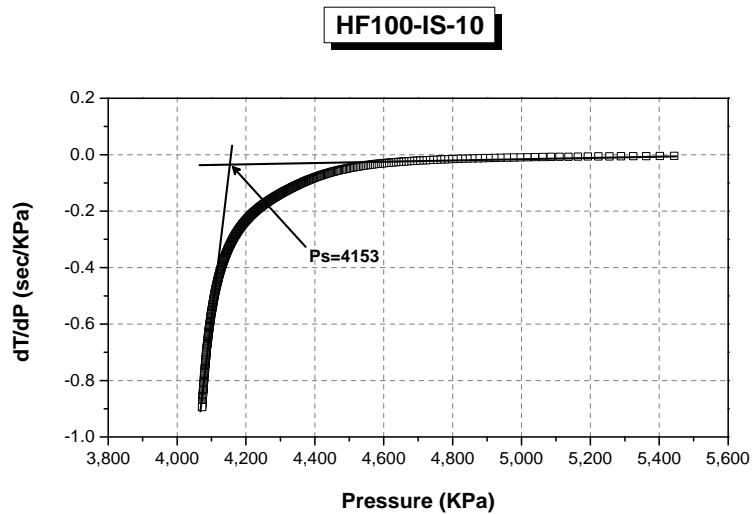


Fig. 4.43 Determination shut-in pressure for HF100-IS-10 using Hayashi method

Table 4.3은 최소주응력의 σ_h 값과 McLennan, Hayashi법으로 구한 균열폐쇄압력 값 P_{sM} , P_{sH} 을 나타낸다. 균열폐쇄 곡선의 시작점에서 접선의 기울기를 구하여 각 시편마다 압력이 감소하는 속도를 dP_s/dt 나타내었다.

Table 4.3 Results of shut-in pressure by McLennan and Hayashi method

Sample No.	σ_h (KPa)	P_{sM} (KPa)	P_{sH} (KPa)	dP_s/dt (KPa/sec)
HF1-IS-2	1,500	1,840	1,640	-38
HF1-IS-10	1,500	1,960	1,810	-239
HF1-IS-50	1,500	1,990	1,970	-938
HF100-IS-2	1,500	4,590	4,670	-43
HF100-IS-10	1,500	4,210	4,150	-230
HF100-IS-50	1,500	2,520	2,570	-1270
HF500-IS-2	1,500	4,430	4,560	-45
HF500-IS-10	1,500	4,660	4,750	-340
HF500-IS-50	1,500	3,950	4,040	-1520
HF1000-IS-2	1,500	5,460	5,610	-60
HF1000-IS-10	1,500	5,190	5,200	-270
HF1000-IS-50	1,500	3,640	3,600	-1260

실험 결과 McLennan, Hayashi법으로 구한 균열폐쇄압력 값 P_{sM} , P_{sH} 은 비슷한 값을 나타내고 있으며, 본 연구에서는 그 중 Hayashi법이 실내시험 결과와 보다 잘 부합한다는 선행연구를 참고하여 (최성웅, 1994) P_{sH} 값을 균열폐쇄압력으로 사용하였다.

실내시험을 수행한 결과 수압파쇄 균열면이 최대주응력 방향과 $0 \sim 30^\circ$ 편차를 보이며 형성되었다. 이는 최소주응력 값은 1,500 KPa이나, 균열이 최대주응력방향과 30° 가 차이 날 경우 균열면에 수직으로 작용하는 압력은 1,875 KPa로 균열폐쇄압력이 최소주응력보다 높은 값을 가질 수 있다는 것을 의미한다. 점도가 1cst인 물을 주입액으로 사용한 세 가지 경우 균열면이 최대주응력 방향과 약 30° 차이를 보이며 (Appendix A), 균열폐쇄압력이 각각 1,640, 1,810, 1,970 KPa 값으로 (Table 4.3), 실내시험에서의 균열폐쇄압력이 실제응력을 반영하는 것을 확인할 수 있었다. 그러나 점도가 물보다 큰 주입액을 사용하였을 경우 균열폐쇄압력이 2배 이상 증가하는 것을 확인할 수 있었다. 시편에 작용하는 최대최소주응력이 1.5, 3 MPa임과 균열면 방향이 30° 내에 있다는 것을 고려하면, 이론적으로 균열면과 수직인 응력은 1,875 Kpa을 넘을 수 없으나, 주입액 물성의 영향으로 균열폐쇄압력이 이론치보다 높이 관찰된 것으로 보여진다. 따라서 점도가 큰 주입액을 수압파쇄에 사용할 경우, 균열폐쇄압력의 결정에 있어서 주입액 물성을 고려해야 하며, 이에 대한 균열폐쇄압력 결정에 대한 연구가 이론적, 실험적으로 더 필요할 것으로 생각된다.

본 연구의 수압파쇄 실내시험 결과 균열폐쇄압력이 주입액의 점도 변화에 따라 큰 차이를 보이나 점도와 균열폐쇄압력과의 관계식은 찾을 수 없었다 (Fig. 4.44). 또한 유체 주입속도와 균열폐쇄압력은 무관한 것으로 보인다 (Fig. 4.45).

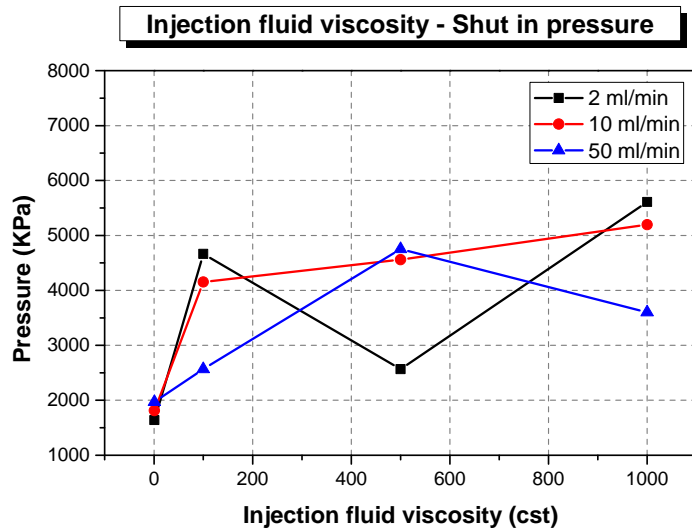


Fig. 4.44 Relationship between injection fluid viscosity and shut-in pressure at different injection rates

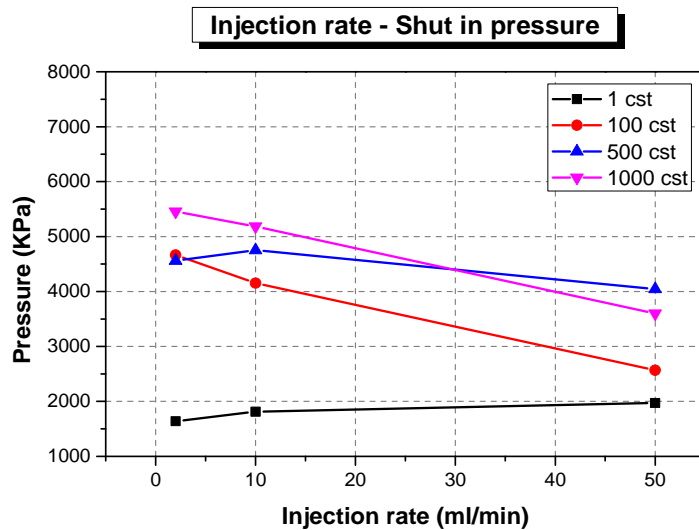


Fig. 4.45 Relationship between injection rate and shut-in pressure at different injection fluid viscosities

균열폐쇄압력감소기울기를 살펴보면 주입액 점도의 증가와는 무관하며, 주입속도와 비례하는 것을 확인할 수 있었다 (Fig. 4.46 ~ Fig. 4.47). Hayashi와 Sakurai (1989)는 선형 탄성학과 선형 파괴역학을 기초로 균열폐쇄압력의 감소 속도는 균열의 길이와 비례한다고 보고한 바 있다. 따라서 유체의 주입속도 증가는 균열의 길이를 크게 만들고, 압력의 감소 속도를 증가시키는 것으로 판단되며, 이로부터 시추공으로부터 원거리 수리자극을 기대하는 수압파쇄 수리자극에는 빠른 주입속도가 유리한 측면이 있을 것으로 판단되었다.

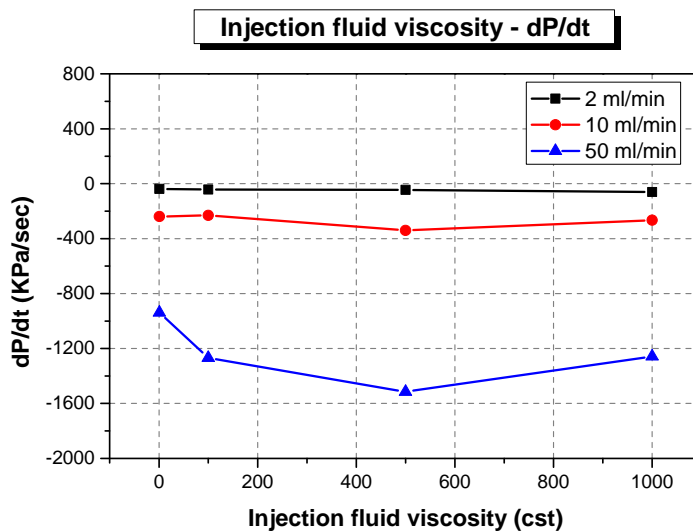


Fig. 4.46 Relationship between injection fluid viscosity and decline slope of shut-in at different injection rates

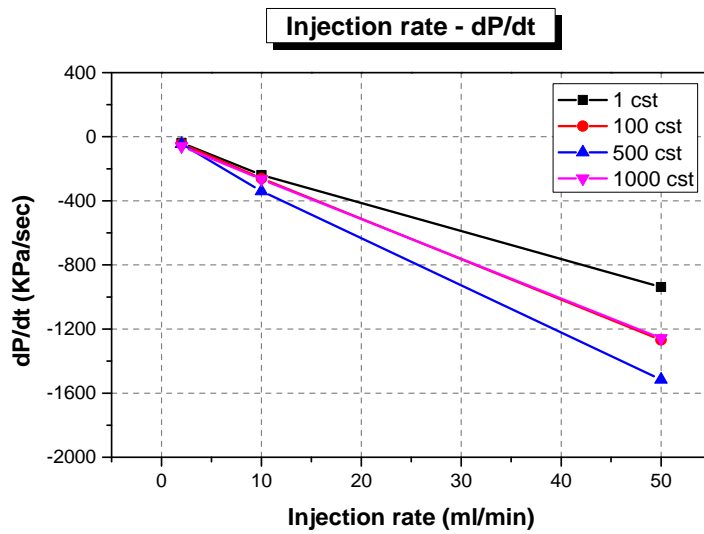


Fig. 4.47 Relationship between injection rate and decline slope of shut-in at different injection fluid viscosities

4.1.4 미소파괴음 누적개수 고찰

미소파괴음은 재료가 파괴될 때 발생하는 신호로, 미소파괴음 누적 개수를 통해 균열의 개수를 추정할 수 있으며, 과거 이러한 해석으로 균열을 추정한 연구가 진행된 바 있다 (Ishida et al, 2004). 본 연구에서도 미소파괴음 누적개수를 이용하여 각 시험편의 균열 정도를 비교해 보았다 (Fig. 4.48 ~ 4.49).

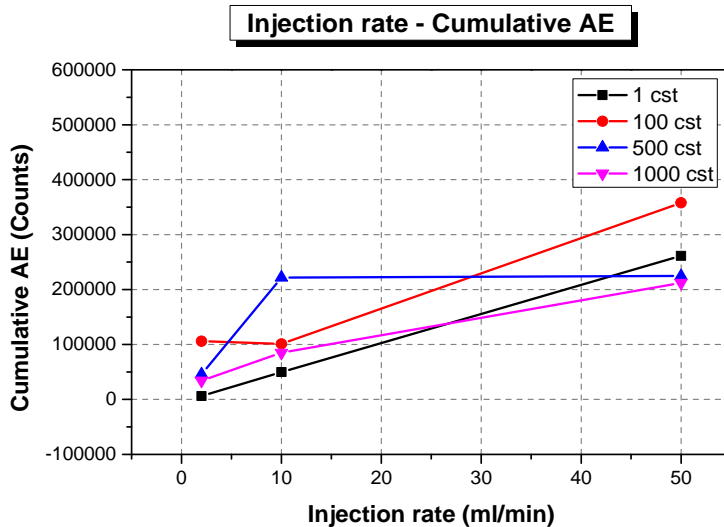


Fig. 4.48 Relationship between injection rate and cumulative AE count at different injection fluid viscosities

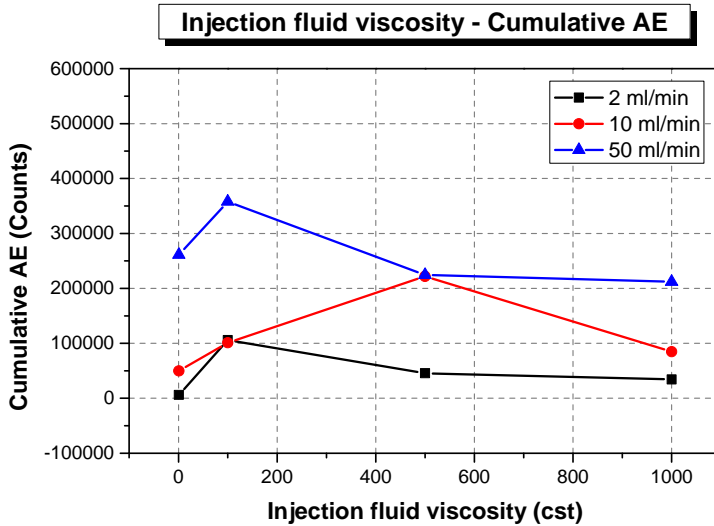


Fig. 4.49 Relationship between injection fluid viscosity and cumulative AE count at different injection rates

Fig. 4.48 ~ Fig. 4.49 에서 주입액 점도의 증가가 미소파괴음 누적개수의 변화에 영향을 미치지 않는 것으로 관찰되었다. 반면 주입속도가 증가할수록 미소파괴음 누적개수가 증가하는 현상을 관찰할 수 있었다. 즉, 주입액 점도는 수압파쇄 균열발생에 영향을 미치지 않지만, 주입속도는 수압파쇄 균열발생 거동에 영향을 미치는 것으로 판단되었다. 이는 4.1.3절에서 논의한 바와 같다. 즉, 균열길이와 관련된 균열폐쇄압력 감소속도는 주입액 점도와는 관계가 없으나 주입속도와는 관계에 있으며, 따라서 주입속도가 증가하면 균열길이가 길어지게 된다.

본 연구에서는 주입속도 증가가 균열밀도를 증가시키는 지의 여부를 확인하기 위하여 주입유량 변화에 따른 균열부피를 산정해 보았다. 수압파쇄실험에서는 일정유량조건으로 주입액을 주입하였으므로 시간-압력 그래프에서 압력이 올라가기 시작하는 시간과 일차파쇄압력 이후 압력이 떨어지다가 반등하는 지점의 시간 차이를 주입속도와 곱하여 주입된 유

량을 계산하고 이로부터 균열부피를 산정하였다 (Fig. 4.50). 반등하는 지점을 선택한 이유는, 압력의 반등은 주입액이 수압파쇄에 의해 발생된 균열 끝에 도달한 것의 결과라 판단하였고, 그 순간의 유량은 균열의 부피와 같다고 생각했기 때문이다. 주입속도에 따른 유량변화는 다음과 같다 (Fig. 4.51).

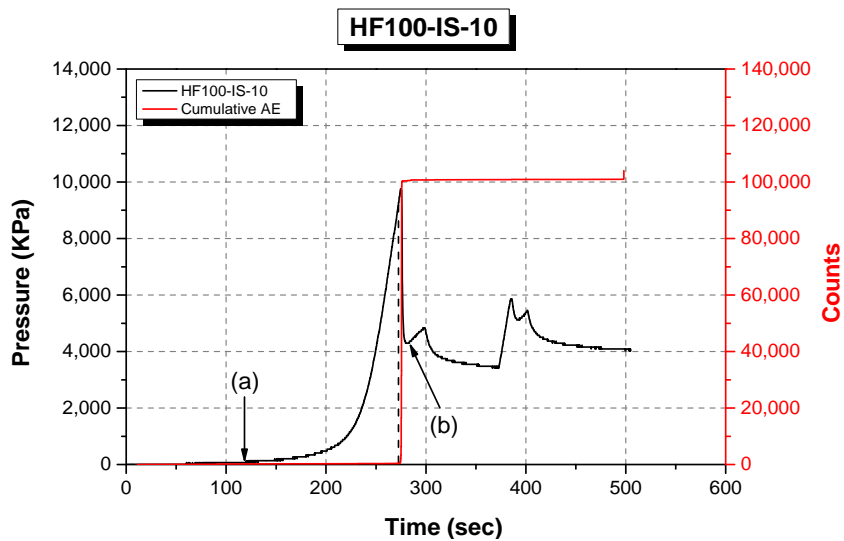


Fig. 4.50 (a) Start point of pressure increase and (b) the point of pressure rebound for determination of crack volume at HF100-IS-10

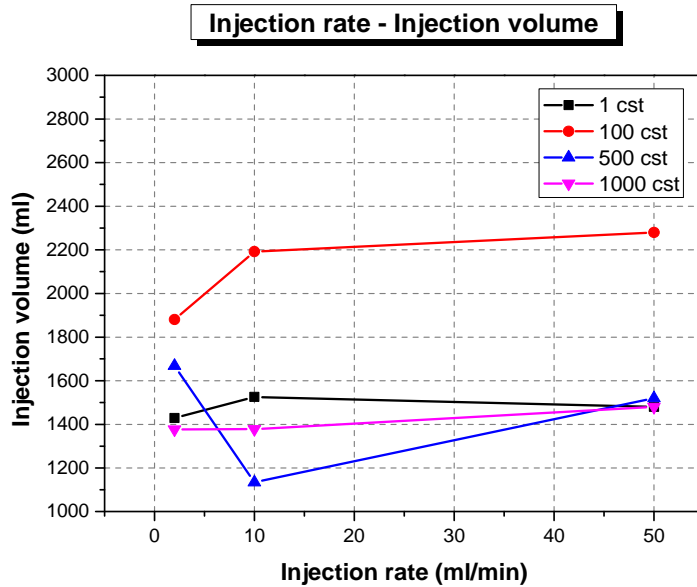


Fig. 4.51 Relationship between injection rates and injection volume at different injection fluid viscosities

본 연구에서 사용한 주입유량을 이용한 균열부피 산정에서는 미소파괴음 누적개수, 균열폐쇄압력 감소속도 해석과는 달리 주입속도 증가에 따른 균열부피 증가를 확인할 수 없었다. 수압파쇄 균열부피와 주입유량 관계에 대한 메커니즘과 주입액이 균열을 채워나가는 메커니즘에 대한 이해와 연구를 바탕으로 재해석해야 할 부분이라 판단된다.

4.1.5 수압파쇄 인장강도 고찰

수압파쇄 시간-압력 곡선 해석에서 일차파쇄압력과 균열개구압력의 차이로부터 시험편의 인장강도를 구할 수 있으며, 그 값을 정리하면 다음과 같다 (Table 4.4).

Table 4.4 Hydraulic fracturing tensile strength for specimens used in the study

Sample No.	P_b (KPa)	P_i (KPa)	P_r (KPa)	Tensile Strength ($P_b - P_r$) (KPa)	Tensile Strength ($P_i - P_r$) (KPa)
HF1-IS-2	5,040	4,770	1,185	3,855	3,585
HF1-IS-10	8,350	8,080	4,870	3,480	3,210
HF1-IS-50	9,420	8,420	4,370	5,050	4,050
HF100-IS-2	9,559	9,491	5,603	3,956	3,888
HF100-IS-10	9,753	9,446	5,797	3,956	3,649
HF100-IS-50	11,139	10,048	-	-	-
HF500-IS-2	8,100	7,623	-	-	-
HF500-IS-10	10,457	10,389	6,434	4,023	3,955
HF500-IS-50	12,331	10,899	6,739	5,592	4,160
HF1000-IS-2	8,202	8,066	6,292	1,910	1,774
HF1000-IS-10	11,018	10,131	6,790	4,228	3,341
HF1000-IS-50	12,887	11,114	6,408	6,479	4,706

이론적으로 인장강도는 일차파쇄압력에서 균열개구압력을 빼는 방법으로 산정되나 (Table 4.4에서 $P_b - P_r$), 균열개시압력에서 최초 균열이 발생하는 것으로 해석하는 경우, 균열개시압력과 균열개구압력 차이로 인장강도를 산정할 수 있다 (Table 4.4에서 $P_i - P_r$).

Fig. 4.52와 Fig. 4.53은 각각 주입액 점도변화에 따른 일차파쇄압력으로 구한 인장강도와 균열개시압력으로 구한 인장강도 그래프로, 주입액 점도 변화가 인장강도 변화에 영향을 미치지 않는 것으로 관찰되었다.

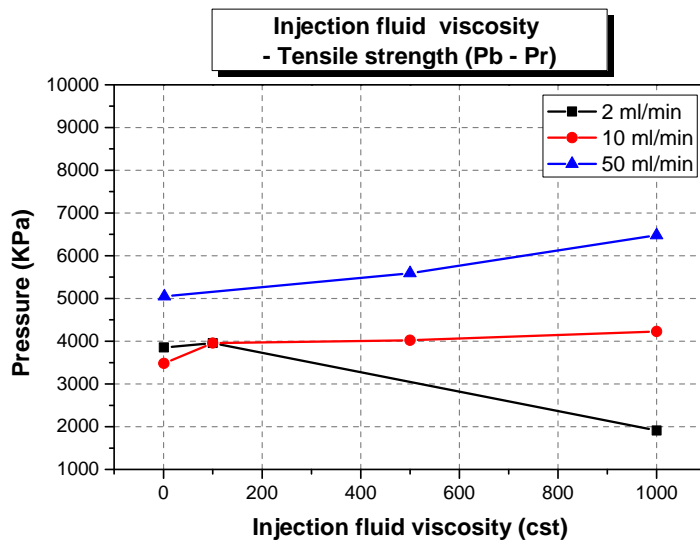


Fig. 4.52 Relationship between injection fluid viscosity and tensile strength determined using breakdown pressure at different injection rates

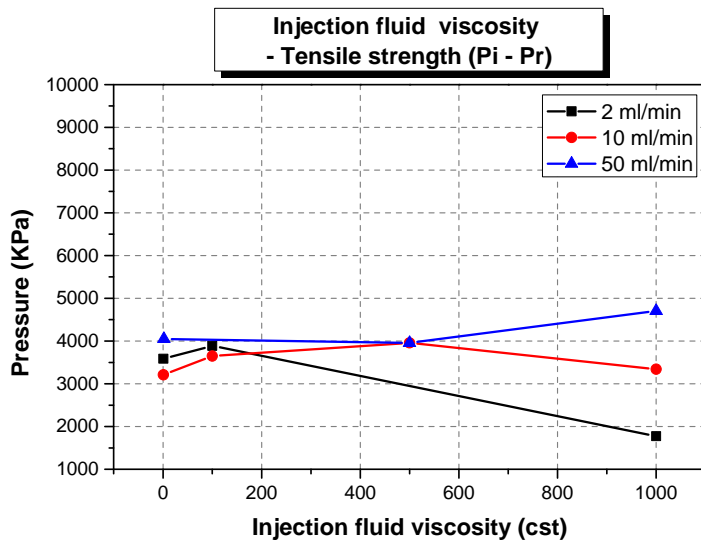


Fig. 4.53 Relationship between injection fluid viscosity and tensile strength determined using initiation pressure at different injection rates

Fig. 4.54와 Fig. 4.55은 각각 주입속도 변화에 따른 일차파쇄압력으로 구한 인장강도와 균열개시압력으로 구한 인장강도 그래프로, Fig. 4.54에서 볼 수 있듯이 일차파쇄압력으로 구한 인장강도는 주입속도에 따라 그 값이 증가하는 경향을 보인다. 이는 빠른 주입속도 하에서 수행된 수압파쇄시험에서 일차파쇄압력을 사용한 인장강도 해석 시 시험편의 실제 인장강도보다 높게 평가될 가능성을 제시한다. 반면 Fig. 4.55에서 균열개시압력을 이용한 인장강도를 산정한 결과 주입속도가 증가하여도 산정된 인장강도는 일정값에 수렴하는 것으로 나타났으며 그 값들의 분산도 상대적으로 작게 계산되었다. HF1000-IS-2를 제외한 시험편의 인장강도의 분포범위를 살펴보면 일차파쇄압력으로 구한 인장강도의 경우 3,480 ~ 6,479 KPa까지 넓은 분포범위를 가지고, 균열개시압력으로 구한 인장강도의 경우 3,210 ~ 4,706 KPa의 분포범위를 가지는 것으로 나타났

다.

따라서 기존의 수압파쇄 인장강도 산정방법과 함께 균열개시압력을 이용한 인장강도 산정도 함께 수행한다면 보다 합리적인 판단의 근거를 제시할 수 있을 것으로 보인다.

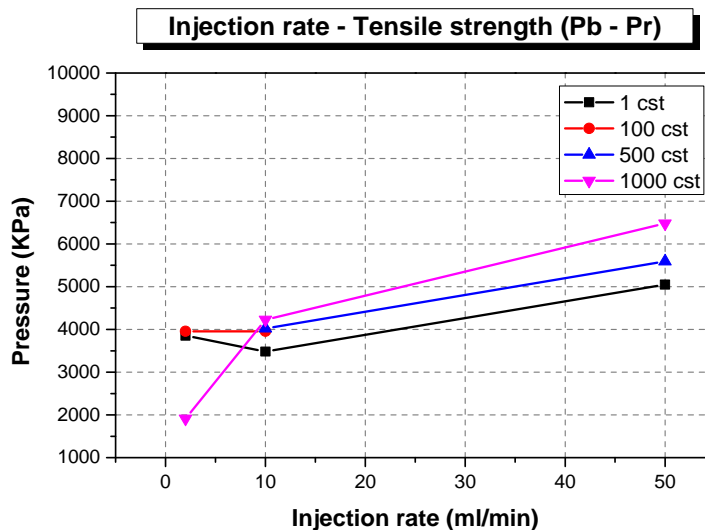


Fig. 4.54 Relationship between injection rate and tensile strength determined using breakdown pressure at different injection fluid viscosities

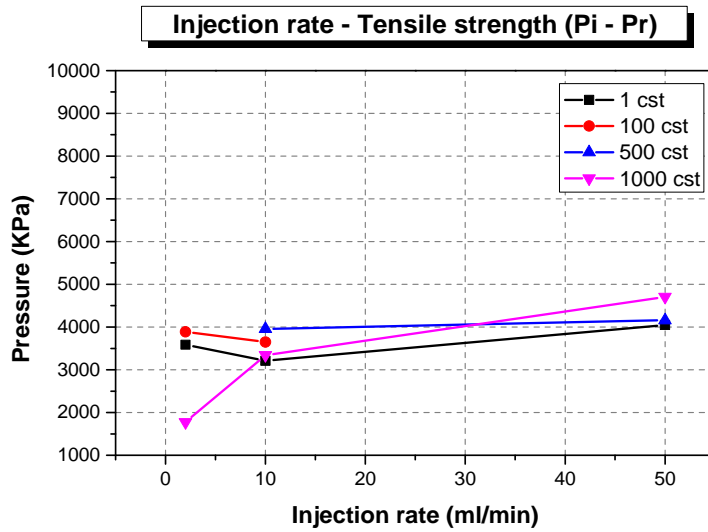


Fig. 4.55 Relationship between injection rate and tensile strength determined using initiation pressure at different injection fluid viscosities

4.2 균열전파형태의 고찰

본 연구에서는 주입액 점도와 주입속도 변화에 따른 균열전파형태 (인장, 전단, 혼합 파괴)를 결정짓기 위해 미소파괴음 신호로부터 **SiGMA** (**Simplified Green's function for Moment tensor Analysis**) 해석 기법을 사용하여 모멘트텐서 해석을 실행하였다. 모멘트텐서 해석을 위해서는 균열의 위치표정 (**location expression**)을 결정해야 하는데, 이는 시편에 부착된 6개의 미소파괴음 센서를 통해 P파의 속도를 결정하고 이를 바탕으로 요소분할법을 적용하여 위치표정을 결정할 수 있다. 음원표정 결과 및 P파의 초동 진폭값으로 모멘트 텐서를 구성하고 다시 고유값 분해를 수행하여 균열의 전단율과 인장율을 계산할 수 있다 (최승범, 2013).

Ohtsu (1995)는 SiGMA법의 정확도를 고려하여 전단율이 60% 이상인 미소파괴음은 전단균열, 전단율 40% 미만, 인장률 60% 이상인 미소파괴음은 인장균열, 전단율이 40 ~ 60% 인 미소파괴음을 혼합모드 균열로 분류하였다. 각 시험편의 모멘트텐서 해석 결과는 Table 4.5에 정리된 바와 같다.

본 연구의 실내시험 결과 모든 시험편에서 전단균열이 우세한 균열전파형태인 것으로 관찰되었으며, 균열전파형태는 주입액 점도와 주입속도 증감에는 영향을 받지 않는 것으로 보인다. 주입속도가 증가하면 인장균열이 우세하다는 선행 실내시험 연구 결과 (Solberg 등, 1980; Chitrala 등, 2012b)를 확인할 수 없었으며, 주입액 점도가 증가하면 인장균열이 우세하다는 선행 실내시험 연구결과 (Ishida 등, 2004)와 수치해석 연구결과 (Nagel 등, 2011)와도 다른 현상을 보였다. 오히려 주입액 점도의 경우 주입액 점도는 균열전파형태와는 관계가 없어 보이는 실내

시험 연구결과 (Bohloli 등, 2006; Chitralla 등, 2012a)와 수치해석 결과 (Shumizu 등, 2011)가 본 실험의 결과와 일치한다는 것을 볼 수 있었다.

본 실내시험에서 전단균열이 우세한 원인으로는 시험편 내 공극수압에 의한 유효응력감소 때문인 것으로 판단된다. Chitralla 등 (2012b)은 느린 주입속도에서 전단균열이 우세한 균열전파형태를 관찰하였는데, 느린 주입속도는 시험편 내 주입액 침투와 함께 공극수압을 증가시키고 유효응력을 감소시켜 전단균열을 야기한다고 언급한 바 있다. 본 연구의 시험편은 6일간 수중양생한 시멘트모르타르로, 완전히 건조되지 않아 시험편 내에 남아있는 물로 인해 공극수압이 작용하고 유효응력이 감소하여 전단균열이 우세한 균열전파형태를 보인 것으로 판단된다. 따라서 현 지압반응력 측정 시 포화가 된 암반에서 기존의 Hubbert and Willis (1957)가 제안한 탄성모델과 Haimson and Fairhurst (1967)가 제안한 공극탄성모델 사용 시, 두 모델은 전단균열을 고려하지 않았기 때문에 이에 대한 고려가 필요할 것으로 판단된다.

Table 4.5 The number of cracks for different crack modes

Sample No.	Number of cracks			Total
	Shear mode	Tensile mode	Mixed mode	
HF1-IS-2	21 (66%)	10 (31%)	1 (3%)	32 (100%)
HF1-IS-10	54 (66%)	20 (24%)	8 (10%)	82 (100%)
HF1-IS-50	21 (66%)	8 (25%)	3 (9%)	32 (100%)
HF100-IS-2	76 (70%)	23 (21%)	9 (8%)	108 (100%)
HF100-IS-10	29 (56%)	17 (33%)	6 (12%)	52 (100%)
HF100-IS-50	39 (58%)	18 (27%)	10 (15%)	67 (100%)
HF500-IS-2	32 (68%)	11 (23%)	4 (9%)	47 (100%)
HF500-IS-10	38 (62%)	11 (18%)	12 (20%)	61 (100%)
HF500-IS-50	22 (65%)	6 (18%)	6 (18%)	34 (100%)
HF1000-IS-2	47 (59%)	20 (25%)	13 (16%)	80 (100%)
HF1000-IS-10	87 (66%)	28 (21%)	17 (13%)	132 (100%)
HF1000-IS-50	54 (67%)	17 (21%)	10 (12%)	81 (100%)

4.3 벤토나이트 주입액 고찰

본 연구에서는 수압파쇄 실내시험을 위한 주입액으로 CMC 용액과 별도로 벤토나이트 혼합액을 사용하여 추가 실내시험을 수행하였다. 벤토나이트 용액은 CMC 용액과는 달리 용해액이 아닌 혼합액이며 겔(gel)화가 되는 특성을 가지고 있다. 시편 HFBT-IS-10를 사용, 벤토나이트 농도 4.5%의 혼합액을 주입속도 10 ml/min로 실험을 수행하였다.

Fig. 4.56는 HFBT-IS-10의 수압파쇄 시간-압력 그래프이다. CMC 주입액 사용 시 일차파쇄압력이 약 5 ~ 13 MPa 범위에서 형성된 반면, 벤토나이트 주입액을 사용하였을 시 압력트렌스듀서의 최대용량 20 MPa에 도달하였음에도 일차파쇄압력이 발생하지 않아 유체주입을 중단하고 (stop 1) 18 MPa의 압력을 유지하며 수압파쇄 거동을 살펴본 후 다시 유체주입을 중단 (stop 2)하였다.

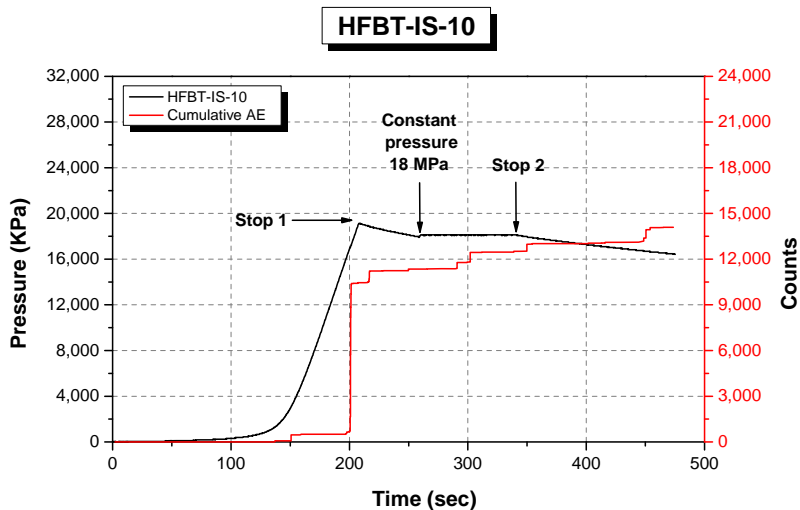


Fig. 4.56 Time-pressure, cumulative AE curve for HFBT-IS-10

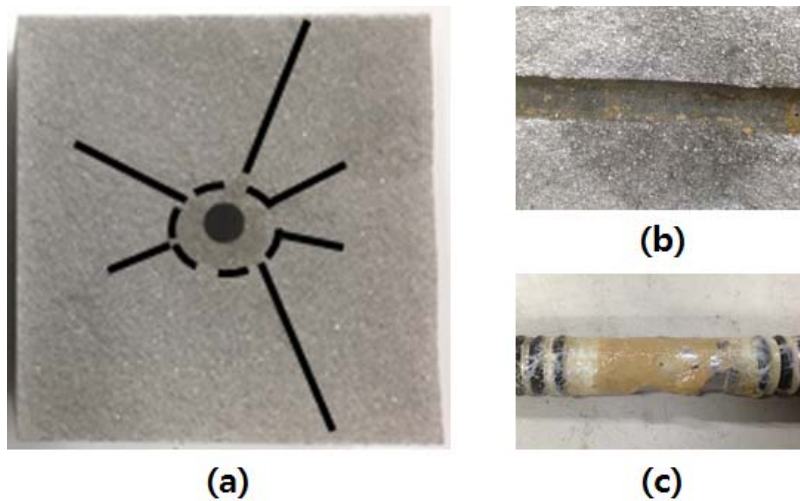


Fig. 4.57 (a) View of multiple cracks for BT45-IS-10, (b) the pore filled with bentonite slurry and (c) bentonite slurry filled in the interval between packer and borehole

시편을 절단하여 균열과 수압파쇄공을 살펴본 결과, Fig. 4.57과 같이 다중균열 (**multiple cracks**)이 발생하였으며, 균열에는 벤토나이트의 침투 흔적이 뚜렷하게 보이지 않았고 수압파쇄공 공극에 벤토나이트가 케이크를 형성하여 묻쳐있는 것을 확인할 수 있었다. 또한 덩어리진 벤토나이트가 수압파쇄공과 패커 사이를 메우고 있었다. 벤토나이트는 물에 녹지 않고 섞이는 혼합액이며, 차수재임을 감안하여, 벤토나이트가 균열을 통과하지 못하고 균열들을 막아 압력이 계속 증가한 것으로 판단된다. 즉, 균열 발생 후 균열을 성장시키기 위해서는 주입액이 균열 끝에 도달하여 압력을 전달해야 하는데, 벤토나이트가 균열과 공극에 걸리며 균열을 막아 주입액 흐름을 방해한 것으로 추측된다. 그 결과 다른 균열들이 만들어 질 수 있는 압력상태까지 계속적으로 증가하여 또 다른 균열을 만든 것으로 판단된다. 균열 길이를 살펴보면 수직방향의 균열이 수평방향

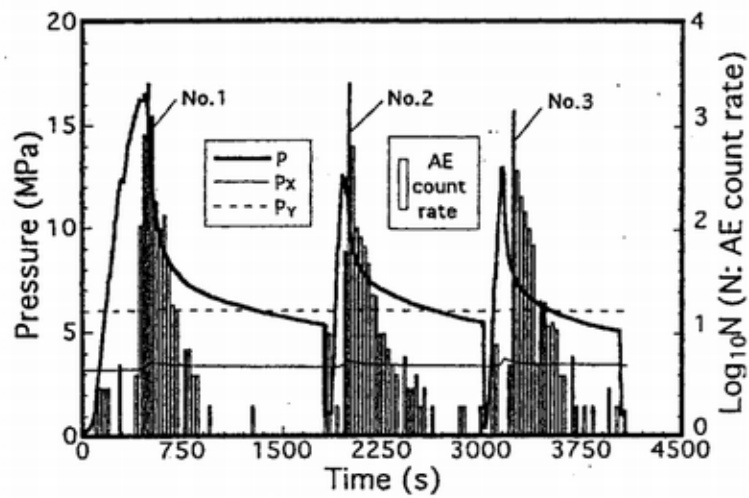
의 균열보다 더 긴 것을 확인할 수 있는데, 이는 수압파쇄공벽의 접선응력이 최대주응력방향인 수직방향에서 더 작기 때문에 상대적으로 수직방향으로 걸려진 주입액이 원활히 들어간 것으로 추측된다.

Fig 4.56을 살펴보면 18 MPa에서 압력을 유지 시켰을 때, 지속적인 미소파괴음이 관찰된다. 이는 균열이 단계적으로 조금씩 성장한 것으로 판단되며, 느린 주입액 흐름에 기인된 것으로 추측된다.

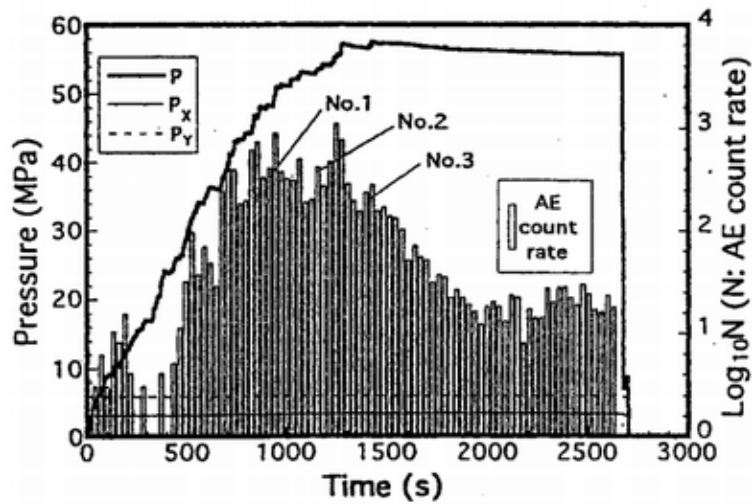
벤토나이트 주입액을 사용한 수압파쇄 거동은 팽창형 패커(inflatable packer)를 사용한 수압파쇄 거동과 비슷한 것을 알 수 있다 (Fig. 4.58 (b)). 팽창형 패커란, 패커내 공기나 유체유입으로 패커가 팽창하는 것으로, 유체와 시험편간의 직접적인 접촉이 이루어지지 않는다.

Ishida 등 (2004)의 실내시험 연구에서 팽창형 패커인 우레탄 슬리브(urethane sleeve)를 사용하여 수압파쇄 실내시험을 진행하였으며 Fig 4.58과 같은 결과를 얻었다. 오일을 주입액으로 사용한 수압파쇄의 경우 본 연구의 실내시험과 비슷한 거동을 보였으나, 우레탄 슬레이브를 사용한 경우 일차파쇄압력의 발생과 함께 압력이 감소하는 현상을 보이지 않고, 압력이 계속적으로 증가하는 현상을 보였으며, 오일의 일차파쇄압력 3배 가까이 압력이 올라가는 것을 확인할 수 있다. 또한 압력이 유지될 때에도 미소파괴음이 지속적으로 측정되는 것을 증거로 균열이 계속적으로 성장한다는 결론을 도출했다.

균열면으로 주입액이 유입되지 않는 우레탄 슬리브를 사용한 Ishida의 연구 결과와 본 연구의 벤토나이트 주입액을 사용한 결과가 비슷한 것으로 보아, 벤토나이트가 주입액의 흐름을 막아 우레탄 슬리브를 사용한 것과 유사한 효과를 가져다 준 것으로 추측된다. 따라서 벤토나이트를 수압파쇄에서 주입액에 혼합하여 사용할 경우 팽창형 패커를 사용한 효과를 기대할 수 있을 것으로 판단된다.



(a)



(b)

Fig. 4.58 Time vs. Pressure, AE rate curve. (a) Oil injection and (b) pressurization via the urethane sleeve (Ishida et al, 2004)

본 연구에서는 벤토나이트 혼합에 의해 주입액이 과연 시험편 내로 침투하지 못하였는지를 확인하기 위하여 시험편을 절단하여 균열면을 육안 및 현미경으로 관찰하였다. Fig 4.59 (a)의 점선을 따라 시험편을 절단하여 (b)와 같이 균열면을 a-a', b-b', c-c' 로 나누어 관찰 하였다.

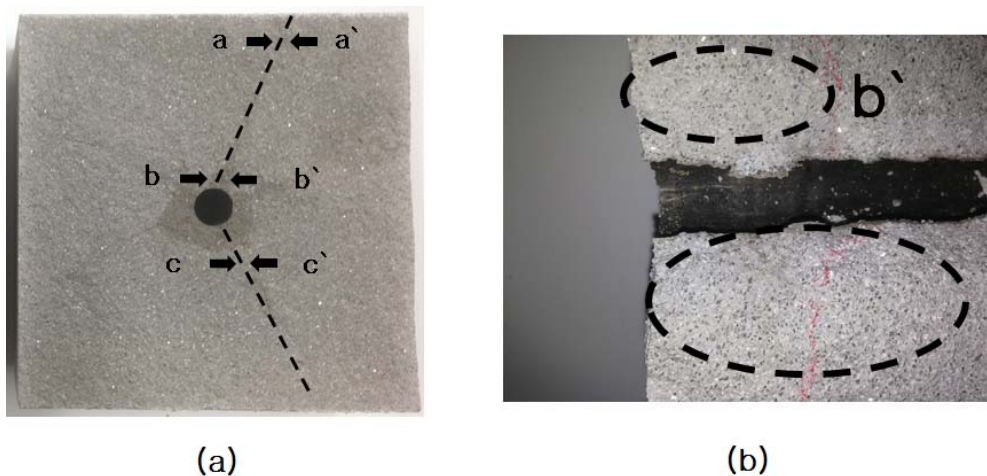
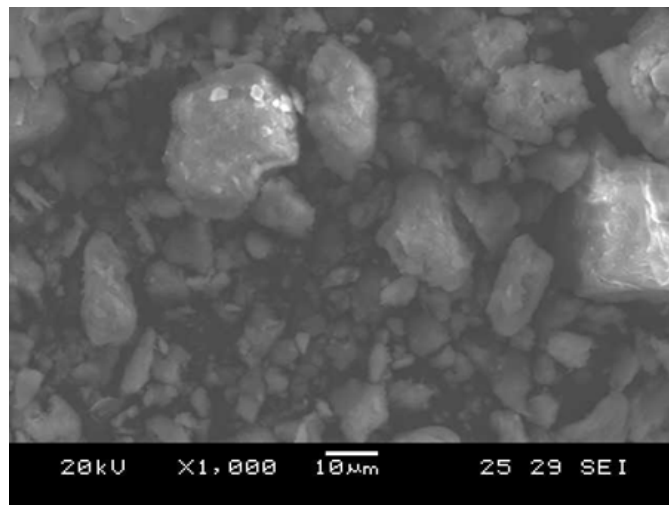


Fig 4.59 Crack surface observation (a) made on the target point a, b, c. (b) crack area near point b'

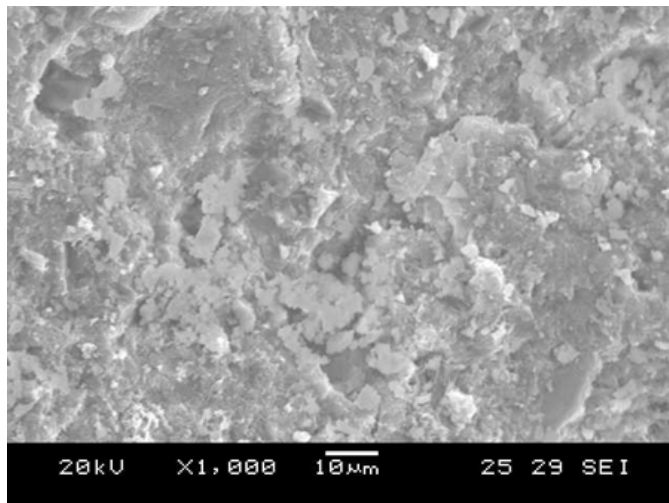
a-a', c-c'에서 육안으로 벤토나이트의 흔적을 발견할 수 없었으나, b-b'에서는 벤토나이트의 흔적을 확인할 수 있었다 (Fig. 4.59 (b)). 즉, 육안 확인 결과 수압파쇄공 주변에서는 벤토나이트의 흔적이 보이나 균열 중간지점과 끝지점에서는 확인할 수 없었다.

육안 관찰 이외에 전자현미경 (SEM)촬영을 통해 균열면에서 벤토나이트의 흔적을 찾아보았다. 우선 벤토나이트와 시멘트모르타르의 초미세 크기 영상을 구분하기 위하여 벤토나이트 파우더와 시멘트모르타르 표면을 각각 전자현미경으로 관찰하였고, 시멘트 모르타르 표면에 인위적으로 벤토나이트 혼합액을 발라 건조한 뒤 전자현미경 촬영을 수행하였다.

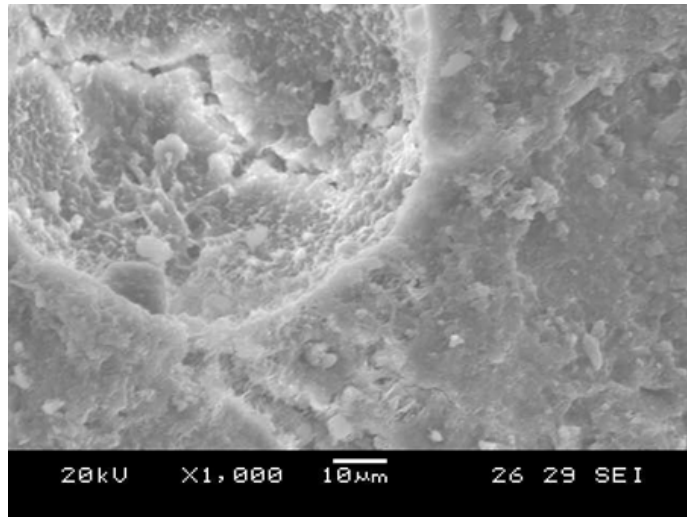
그러나 벤토나이트의 크기와 모양이 다양하여 모르타르 표면의 가루와 전자현미경 이미지 구분이 명확히 되지 않아 전자현미경을 이용한 균열면의 벤토나이트 유무를 규명할 수 없었다 (Fig. 4.60).



(a)



(b)



(c)

Fig. 4.60 (a) $\times 1000$ SEM for bentonite powder, (b) $\times 1000$ SEM image for cement mortar surface and (c) $\times 1000$ SEM image for bentonite on the cement mortar surface

벤토나이트와 시멘트 모르타르의 EDS (에너지분광검출기, Energy Dispersive spectroscopy) 분석결과 벤토나이트가 시멘트 모르타르에 비해 규소와 마그네슘 성분 비율이 상대적으로 높은 것을 확인할 수 있었고, 이를 활용하여 EDS를 통한 규소, 마그네슘 원소분포 맵핑을 벤토나이트와 시멘트 모르타르 표면에 수행하였다. EDS 원소분포 맵핑은 원소가 많이 분포하는 지점일수록 밝게 표현한다. 벤토나이트의 경우 규소와 마그네슘의 맵핑 결과가 뚜렷하게 나타났으나 시멘트 모르타르의 경우 상대적으로 규소와 마그네슘의 맵핑 결과가 희미하게 나타났다 (Fig. 4.60). Fig 4.58 (a)의 a, b, c 균열면을 EDS 원소분포 맵핑을 한 결과 상대적인 맵핑 결과의 밝기만으로는 명확한 판단을 할 수 없어, 균열면에

벤토나이트의 유무를 판단 할 수 없었다 (Appendix C).

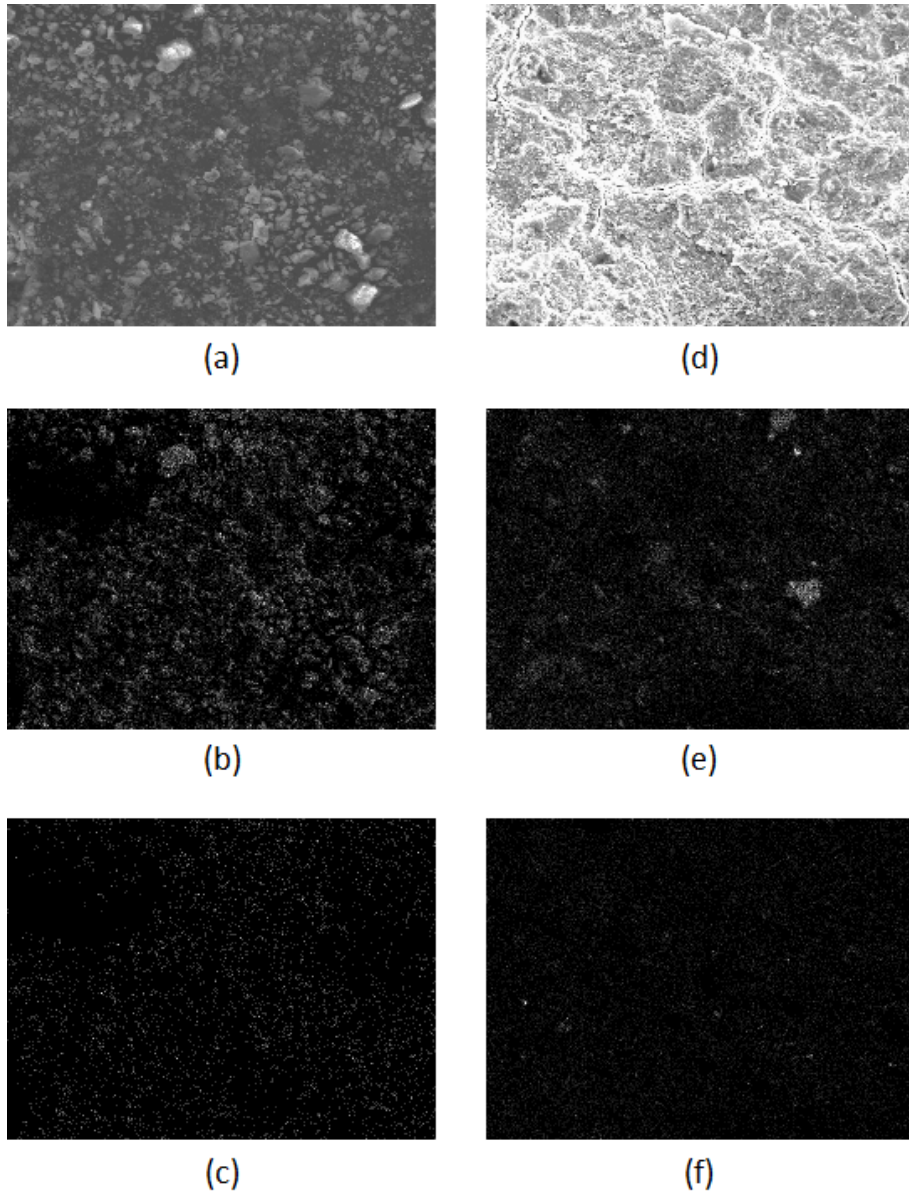


Fig. 4.61 (a) $\times 300$ SEM, (b) EDS mapping of Si, (c) EDS mapping of Mg for bentonite powder. And (d) $\times 300$ SEM, (e) EDS mapping of Si mapping, (f) EDS mapping of Mg for cement mortar surface

5. 결론

본 연구에서는 주입액 점도와 주입속도 변화에 따른 수압파쇄거동변화를 관찰하기 위하여, 네 가지 주입액 점도와 세 가지 주입속도에서 수압파쇄 실내시험을 수행하였다. 네 가지 주입액 점도 1, 100, 500, 1000 cst를 사용한 수압파쇄 실내시험을 수행한 결과와 각 점도별 세 가지 주입속도 2, 10, 50 ml/min의 시험 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 수압파쇄 균열은 주입액 점도, 주입속도와 상관없이 최대주응력 방향으로 단일균열 (single crack)의 형태로 발생하였다.

(2) 일차파쇄압력 (breakdown pressure)은 기존의 탄성모델을 적용한 이론값 보다 크게 측정되었으며, 이는 탄성모델의 경계조건인 무한판 조건과 상이한 조건에서 실험이 수행되었고, 주입액 특성이 반영되지 않았기 때문인 것으로 추정되었다. 따라서 일차파쇄압력의 정확한 산정을 위해서는 주입액 물성을 고려한 해석적 혹은 수치적 연구가 필요할 것으로 판단되었으며, 이를 뒷받침할 실내시험도 함께 수행하여 수압파쇄 메커니즘에 주입액 물성을 반영한 추가적 연구가 진행되어야 할 것으로 보인다.

(3) 일차파쇄압력은 주입액 점도와 주입속도가 증가할수록 증가하는 경향을 보였으며, 이는 선행 실내시험 결과보다는 수치해석연구 결과와 일치한다. 압력이 증가한 이유는 주입액의 시험편내 침투로 인하여 공극압을 발생하고 유효응력을 감소하였기 때문인 것으로 판단된다. 균열개구압력 (reopening pressure)은 주입액 점도가 클수록 증가하는 경향을

보였으나 그 증가폭은 크지 않은 것으로 관찰되었다. 그리고 균열개구압력은 주입속도변화와는 무관한 것으로 나타났다. 압력증가기울기와 감소기울기는 주입액 점도와는 무관하며 주입속도와 상관성이 있는 것으로 나타났다. 압력증가기울기는 주입속도와 선형비례적 관계를 갖지 않으며, 느린 주입속도에서는 시험편 내로 주입액 침투가 이루어질 시간이 길었기 때문인 것으로 판단되었다. 압력감소기울기는 균열의 길이와 관계가 있을 것으로 판단되며, 빠른 주입속도는 긴 균열을 생성하기 때문에 압력감소속도도 더 크게 관찰되는 것으로 보인다.

(4) 균열개시압력 (initiation pressure)은 주입점도와 주입속도 증가에 따라 증가하는 경향을 보이나 어느 수준에 도달하면 일정값에 수렴하는 경향을 보여 일차파쇄압력과 상이한 양상을 보였다.

(5) 균열폐쇄압력 (shut-in pressure)은 주입액 점도, 주입속도 변화와는 관계가 없는 것으로 관찰되었다. 그러나 주입속도가 증가할수록 균열 폐쇄압력 감소 속도가 증가하는 경향을 확인할 수 있었고, 이 같은 현상은 균열길이의 변화와 무관하지 않은 것으로 보인다. 즉, 수압파쇄 시 주입속도를 증가시키면 균열길이 또한 증가하는 것으로 보이며, 시추공으로부터 원거리 균열을 생성하는 것을 목표로 하는 수압파쇄 수리자극의 경우 유리한 조건을 제공하는 것으로 판단되었다.

(6) 미소파괴음 누적개수 분석에서 주입점도와는 상관관계를 확인할 수 없었으며, 주입속도와는 상관관계가 있는 것으로 보인다. 이는 주입속도의 증가가 생성된 균열크기에 영향을 미친다는 위 (3), (5)의 결론을 뒷받침한다. 그러나 주입유량으로 확인한 균열부피 분석에서는 이와 같

은 결론을 얻지 못하였다.

(7) 수압파쇄 인장강도 분석에서는 일차파쇄압력을 이용한 인장강도와 균열개시압력을 이용한 인장강도를 산정하였으며, 두 값 모두 주입액 점도와는 무관한 경향을 보였다. 그러나 주입속도 증가와 함께 일차파쇄압력을 이용한 인장강도는 증가하는 경향을 보였다. 이는 빠른 주입속도를 이용한 수압파쇄 인장강도는 실제 암석의 인장강도보다 높게 평가될 수 있음을 보여준다. 반면 균열개시압력을 이용한 인장강도는 주입속도 증가에도 증가폭이 작으며 일정한 값에 수렴하는 것으로 관찰되었다. 이에 따라 상대적으로 일차파쇄압력을 이용한 인장강도에 비해 그 값이 작게 산정하게 된다. 따라서 기존의 일차파쇄압력을 사용한 인장강도와 균열개시 압력을 사용한 인장강도를 함께 비교 사용하는 것이 장점이 있을 것으로 판단되었다.

(8) 모멘트텐서 해석으로 균열전파형태를 결정해 본 결과, 주로 전단 균열이 우세하게 발생하였으며, 주입액 점도와 주입속도와의 관계는 확 인할 수 없었다. 따라서 주입속도가 증가하면 인장균열이 증가한다는 선행연구 결과를 확인할 수 없었다. 주입액 점도 증가가 우세한 인장균열을 야기한다는 선행연구결과와 주입액 점도는 균열전파형태와는 관계가 없다는 상반된 선행연구 결과의 시비를 판단할 수 없었다.

(9) 수압파쇄 시 벤토나이트 주입액을 사용할 경우, 주입액에 혼합된 벤토나이트는 공벽과 균열면에서 케이크를 형성하므로 팽창형 패커를 사용한 수압파쇄 거동과 유사한 결과를 나타냈으며, 높은 압력에서 다중균열이 생성되는 조건을 제공하는 것으로 판단되었다.

참 고 문 헌

성백욱, 2004, 이축 압축 시험에 의한 원형 공동 주변 암석의 취성과 파괴 특성, 공학석사학위논문, 서울대학교 대학원

정재웅, 허찬, 전석원, 2013, 입자결합모델을 이용한 횡등방성 암석에서의 수압파쇄 특성 연구, 터널과 지하공간, 제 23권 제 6호, pp. 470-479

최성웅, 1994, 수압파쇄에 의한 인공슬롯모델의 균열전파 양상해석과 현 지압반 초기지압측정, 공학박사학위논문, 서울대학교 대학원

최승범, 전석원, 2013, 간접인장시험 시 균열패턴 분석을 위한 실험적 해석적 연구, 2013 한국암반공학회 추계 총회 및 학술발표회 논문집, pp. 24-27.

Aamodt, R. L., Kiriya-gawa, M., 1982, Measurement of instantaneous shut-in pressure in crystalline rock, Proc. Workshop on Hydraulic Fracturing Stress Measurements, pp. 394-403.

Amadei, B., Stephansson, O., 1997, Rock stress and its measurement, Chapman and Hall, 490p.

Bohloli, B., Pater, C. J., 2006, Experimental study on hydraulic fracturing of soft rocks: Influence of fluid rheology and confining stress, Journal of Petroleum Science and Engineering, Vol. 53, No. 1-2, pp. 1-12.

Chitralla, Y., Sondergeld, C., Rai, C., 2012a, Acoustic emission studies of hydraulic fracture evolution using different fluid viscosities, Proc. 46th US Rock Mechanics & Geomechanics Symposium, June 24-27, Chicago, ARMA 12-597.

Chitralla, Y., Sondergeld, C., Rai, C., 2012b, Microseismic studies of hydraulic fracture evolution at different pumping rates, Americas Unconventional Resources Conference, June 5-7, 2012, Pittsburgh, SPE 155768.

Doe, T. W., Boyce, G., 1989, Orientation of hydraulic fractures in salt under hydrostatic and non-hydrostatic stresses, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 26, No. 6, pp. 605-611.

Gronseth, J. M., Kry, P. R., 1983, Instantaneous shut-in pressure and its relationship to the minimum in-situ stress, Hydraulic Fracturing Stress Measurements, National Academy Press, pp. 56-60.

Haimson, B. C., Fairhurst, C., 1967, Initiation and extension of hydraulic fracture in rocks, Society of Petroleum Engineers Journal, SPE 1710, pp. 310-318.

Hayashi, K., Sakurai, I., 1989, Interpretation of hydraulic fracturing shut in pressure, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, Vo994)l. 26, No. 6, pp. 477-482.

Hayashi, K., Ito, T., 1992, Characteristics of shut-in curves of transverse cracks in hydraulic fracturing stress measurements, Geothermal Resources Council Transactions, Vol. 16, pp. 651-656.

Hubert, M. K., Willis, D. G., 1957, Mechanics of hydraulic fracturing, Petroleum Transaction American Society of Mining Engineers, Vol. 210, pp. 153-168.

Ishida, T., Chen, Q., Mizuta, Y., Roegiers, J. C., 2004, Influence of fluid viscosity on the hydraulic fracturing mechanism, Journal of Energy Resources Technology, Vol. 126, No. 3, pp. 190-200.

Lee, M. L., Haimson, B. C., 1988, Applications of statistical techniques to field hydraulic fracturing data interpretation, Proc. 2nd International Workshop on Hydraulic Fracturing Stress Measurements, Vol. 2, pp. 502-541.

Lockner, D., Byerlee, J. D., 1977, Hydrofracture in Weber sandstone at high confining pressure and differential stress, Journal of Geophysical Research, Vol. 82, No. 14, pp. 2018-2026.

McLennan, J. D., Roegiers, J. C., 1982, How instantaneous are instantaneous shut-in pressures?, Proc. 57th Annual Fall Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers of AIME, September 26-29, New Orleans, LA, SPE 11064.

Nagel, N. Gil, I., Nagel, M. S., 2011, Simulating hydraulic fracturing in real fractured rock - Overcoming the limits of pseudo-3D models actual formation model, Proc. SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference and Exhibition, January 24-26, The Woodlands, Texas, SPE 140480.

Ohtsu, M., 1991, Simplified moment tensor analysis and unified decomposition of acoustic emission source: application to in situ hydrofracturing test, Journal of Geophysical Research, Vol. 96, pp. 6211-6221.

Ohtsu, M., 1995, Acoustic emission theory for moment tensor analysis, Research in Nondestructive Evaluation, Vol. 6, pp. 169-184.

Schmitt, D. R., Zoback M. D., 1993, Infiltration effects in the tensile rupture of thin walled cylinders of glass and granite: implications for the hydraulic fracturing breakdown equation, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, Vol. 30, No. 3, pp. 289-303.

Shimizu, H., Murata, S., Ishida, T., 2011, The distinct element analysis for hydraulic fracturing in hard rock considering fluid viscosity and particle size distribution, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 48, No. 5, pp. 712-727.

Solberg, P., Lockner, D., Byerlee, J. D., 1980, Hydraulic fracturing in granite geothermal conditions, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, Vol. 17, No. 1, pp. 25-33.

Song, I., Haimson, B. C., 2001, Effect of pressurization rate and initial pore pressure on the magnitude of hydrofracturing breakdown pressure in tablerock sandstone, The 38th U.S. Symposium on Rock Mechanics, pp. 235-242.

Zeng, Z., Roegiers, J. C., 2002, Experimental observation of injection rate influence on the hydraulic fracturing behavior of a tight gas sandstone, Proc. SPE/ISRM Rock Mechanics Conference, October 20-23, Irving, Texas, SPE/ISRM 78172.

Zoback, M. D., Rummel, F., Jung, R., Raleigh, C. B., 1977, Laboratory hydraulic fracturing experiments in intact and pre-fractured rock, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, Vol. 14, No. 2, pp. 49-58.

Zoback, M. D., Haimson, B. C., 1982, Status of the hydraulic fracturing method for in situ stress measurements, Proc. 23rd U.S. Symposium on Rock Mechanics, pp. 143-156.

Appendix A. Direction of Hydraulic Fracture

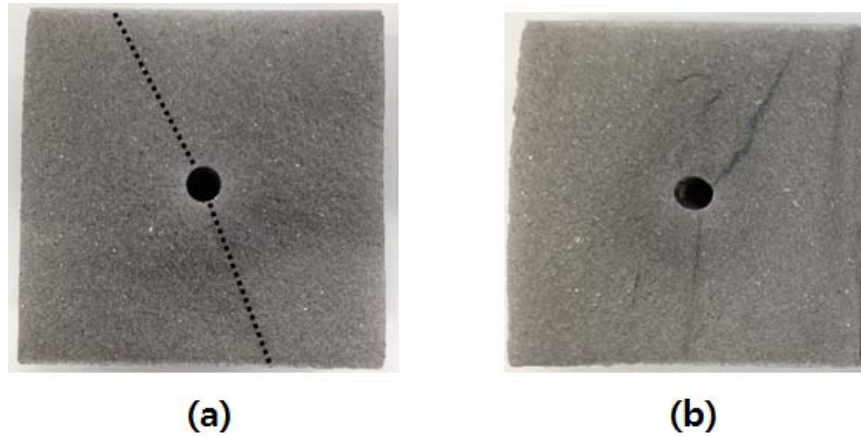


Fig. A.1 Hydraulic fracture orientation of (a) HF1-IS-2 and (b) HF1-IS-10

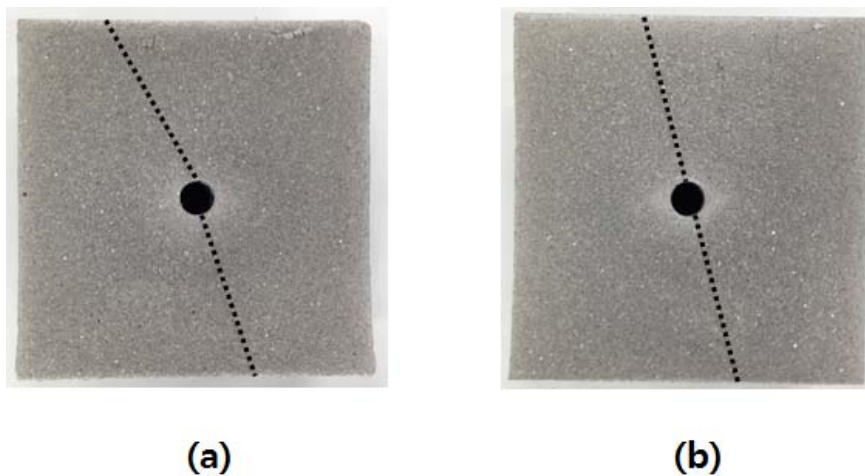


Fig. A.2 Hydraulic fracture orientation of (a) HF1-IS-50 and (b) HF100-IS-2

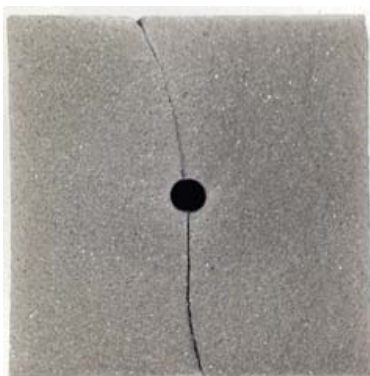


(a)

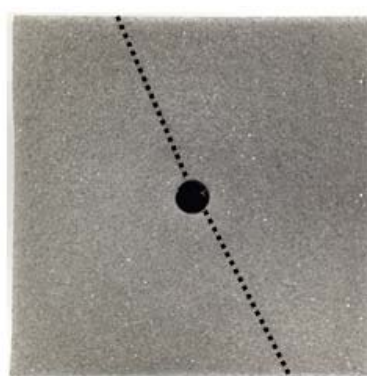


(b)

Fig. A.3 Hydraulic fracture orientation of (a) HF100-IS-10 and (b) HF100-IS-50

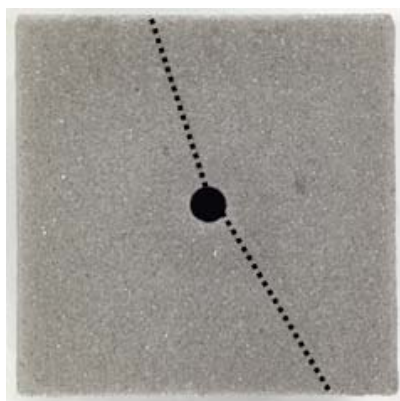


(a)



(b)

Fig. A.4 Hydraulic fracture orientation of (a) HF500-IS-2 and (b) HF500-IS-10

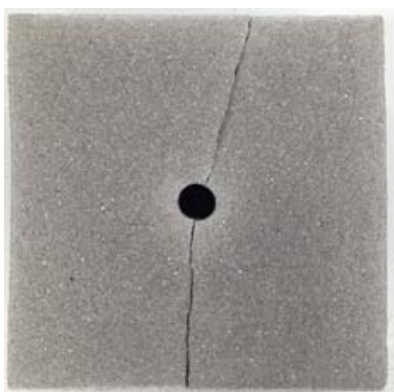


(a)

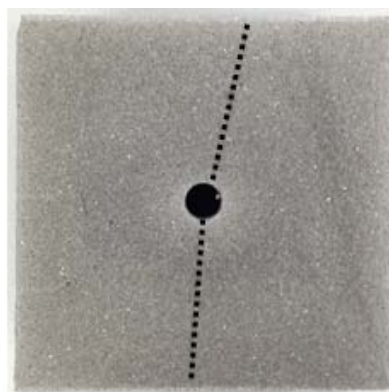


(b)

Fig. A.4 Hydraulic fracture orientation of (a) HF500-IS-50 and (b) HF1000-IS-2



(a)



(b)

Fig. A.5 Hydraulic fracture orientation of (a) HF1000-IS-10 and (b) HF1000-IS-50

Appendix B. Determination of Shut in Pressure using McLennan Method and Hayashi Method

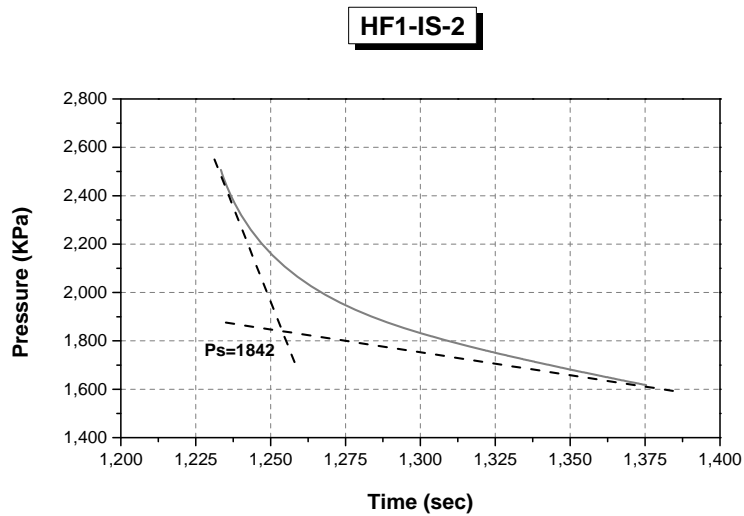


Fig. B.1 Determination shut-in pressure for HF1-IS-2 using McLennan method

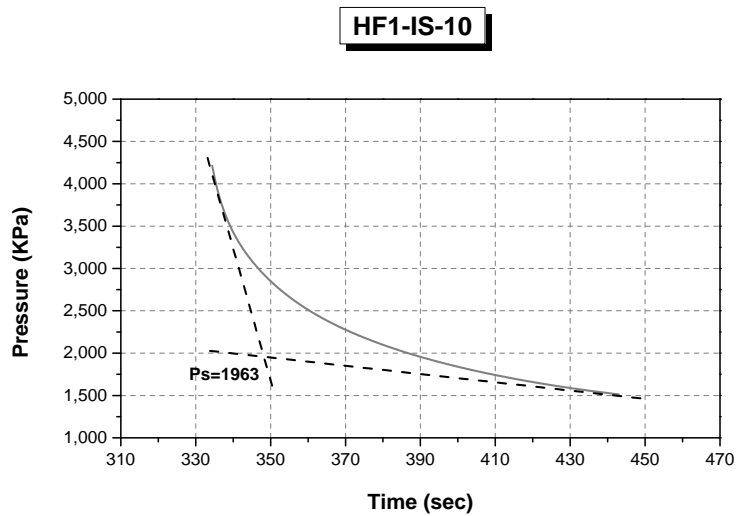


Fig. B.2 Determination shut-in pressure for HF1-IS-10 using McLennan method

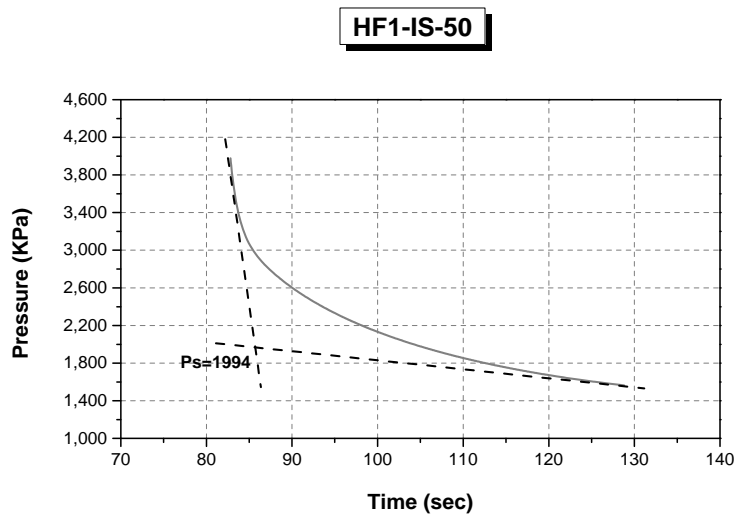


Fig. B.3 Determination shut-in pressure for HF1-IS-50 using McLennan method

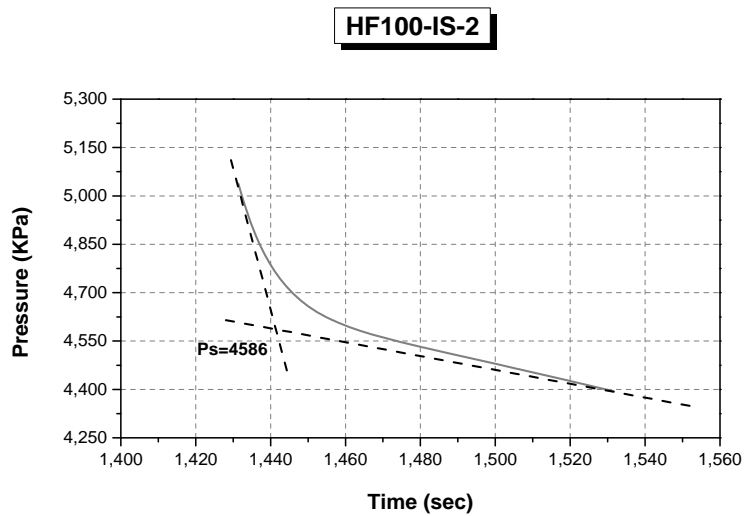


Fig. B.4 Determination shut-in pressure for HF100-IS-2 using McLennan method

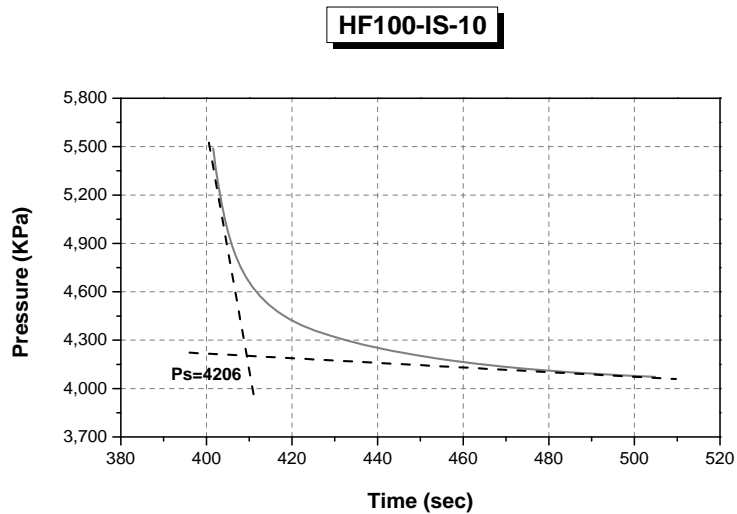


Fig. B.5 Determination shut-in pressure for HF100-IS-10 using McLennan method

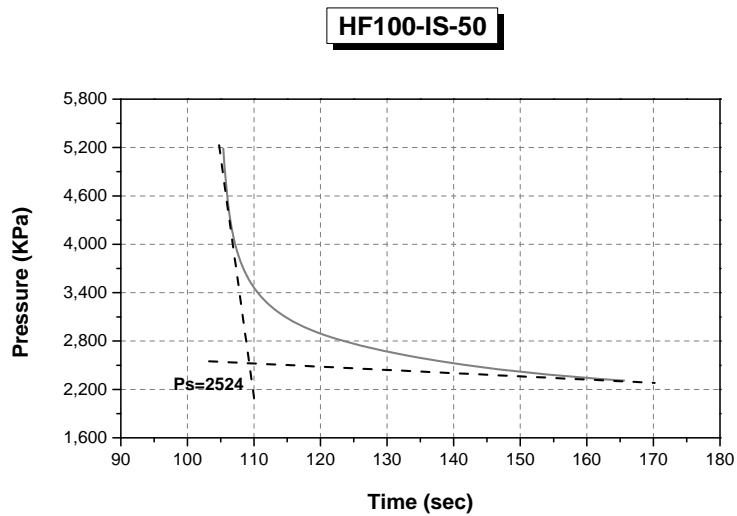


Fig. B.6 Determination shut-in pressure for HF100-IS-50 using McLennan method

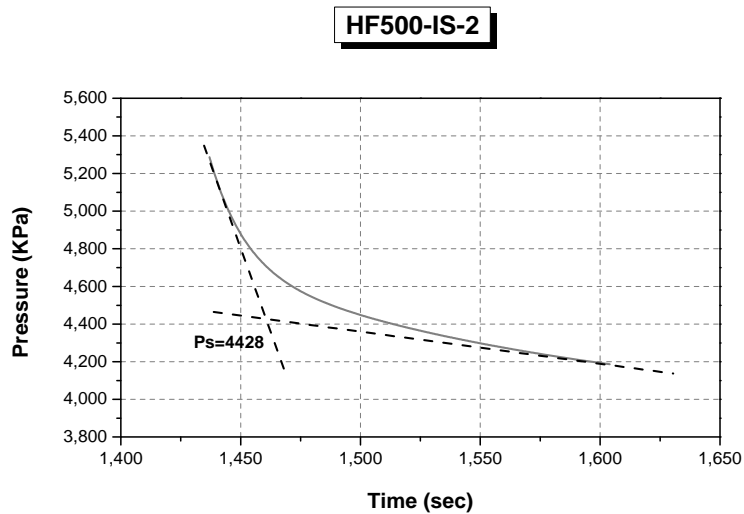


Fig. B.7 Determination shut-in pressure for HF500-IS-2 using McLennan method

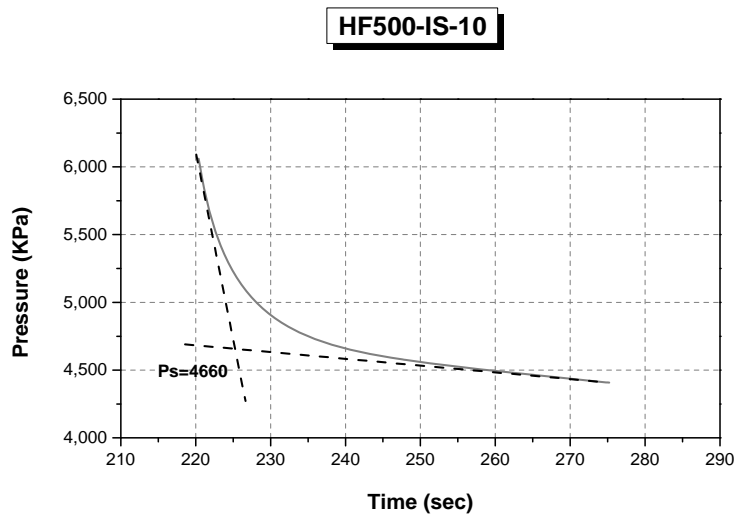


Fig. B.8 Determination shut-in pressure for HF500-IS-10 using McLennan method

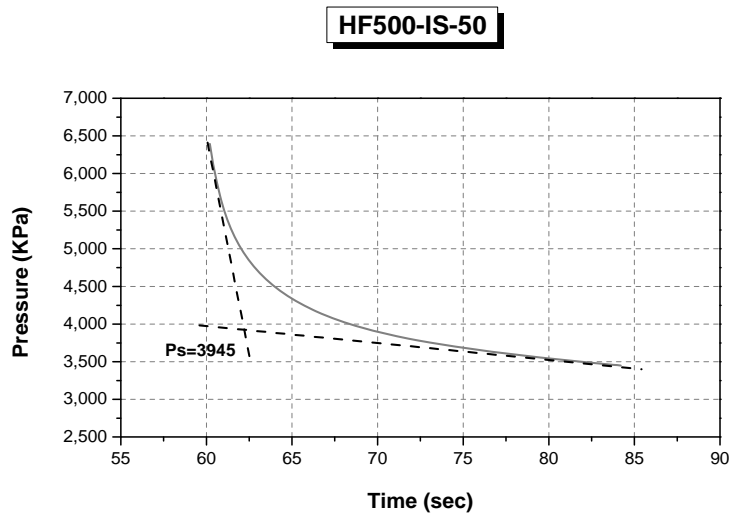


Fig. B.9 Determination shut-in pressure for HF500-IS-50 using McLennan method

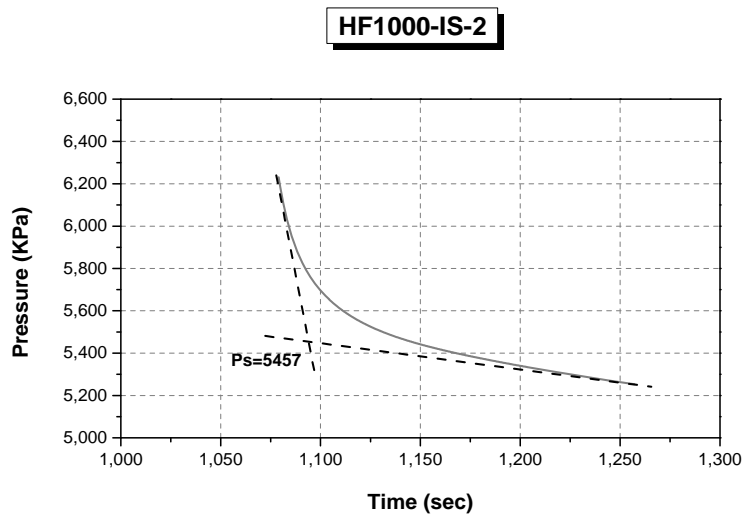


Fig. B.10 Determination shut-in pressure for HF1000-IS-2 using McLennan method

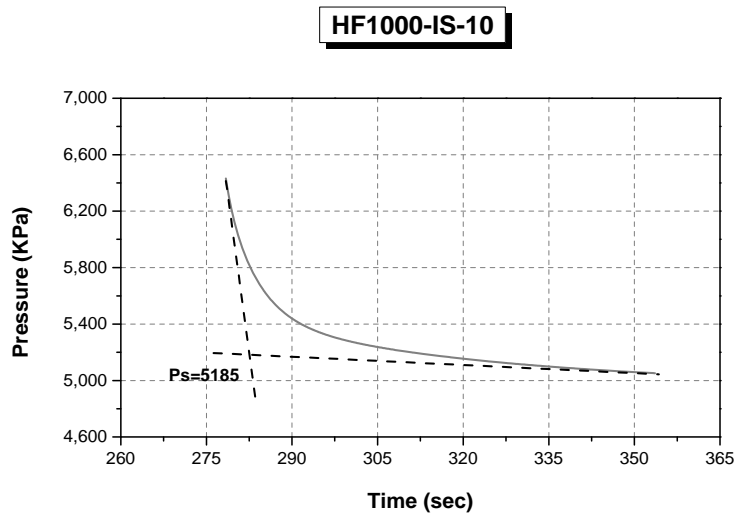


Fig. B.11 Determination shut-in pressure for HF1000-IS-10 using McLennan method

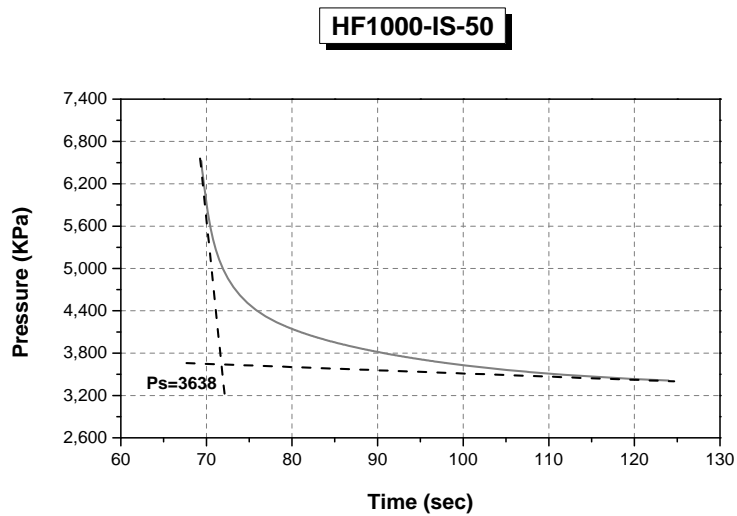


Fig. B.12 Determination shut-in pressure for HF1000-IS-50 using McLennan method

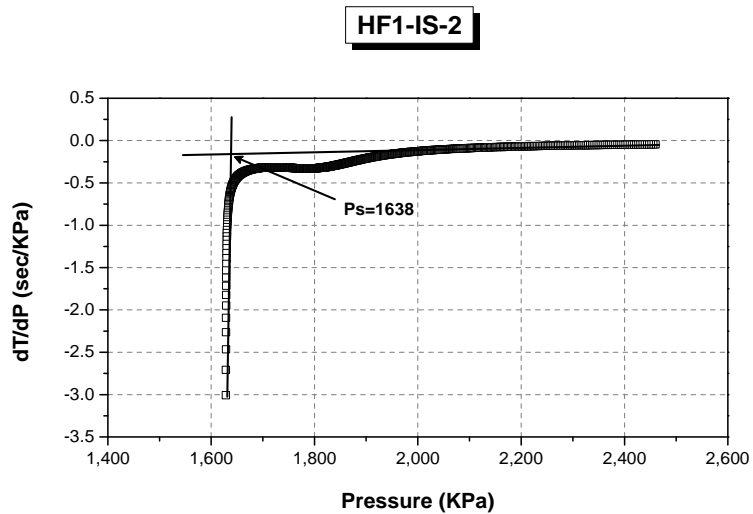


Fig. B.13 Determination shut-in pressure for HF1-IS-2 using Hayashi method

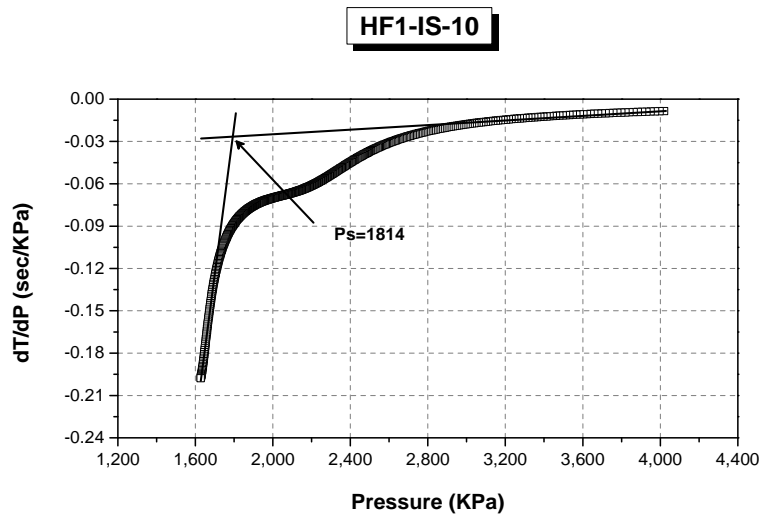


Fig. B.14 Determination shut-in pressure for HF1-IS-10 using Hayashi method

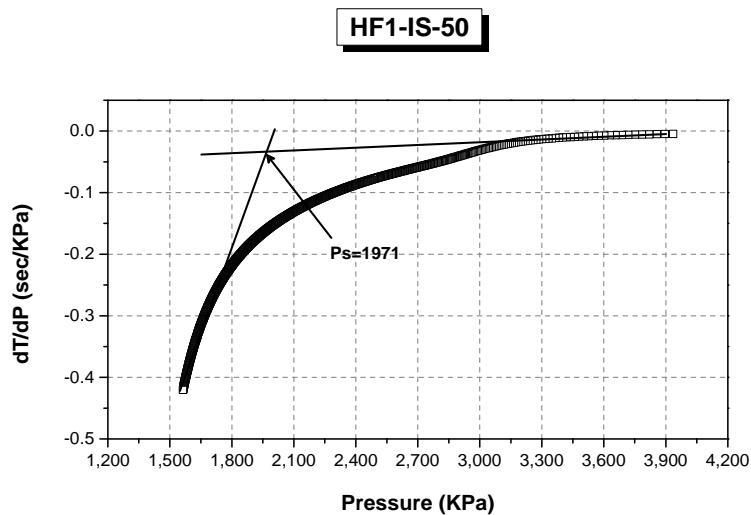


Fig. B.15 Determination shut-in pressure for HF1-IS-50 using Hayashi method

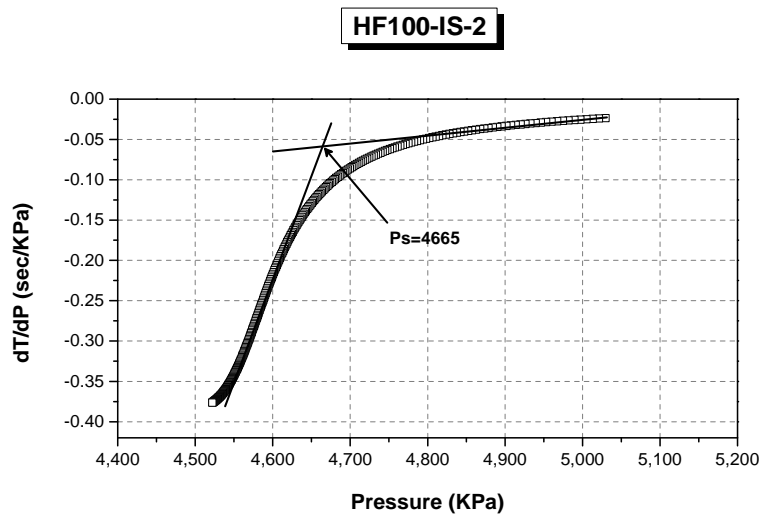


Fig. B.16 Determination shut-in pressure for HF100-IS-2 using Hayashi method

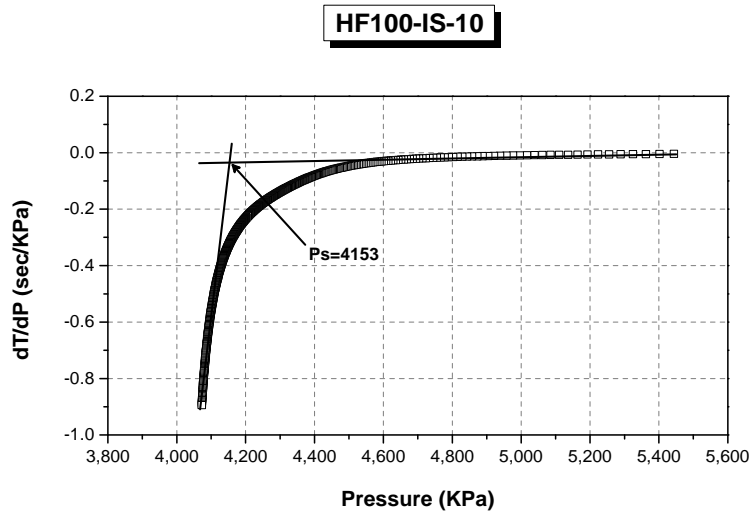


Fig. B.17 Determination shut-in pressure for HF100-IS-10 using Hayashi method

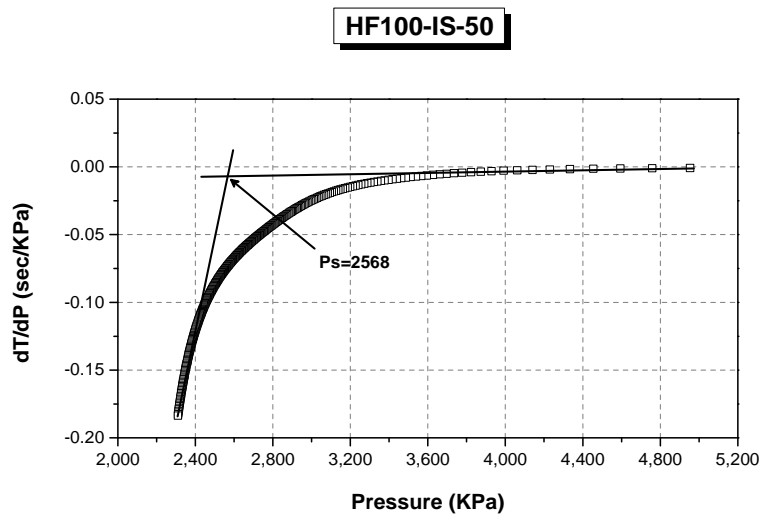


Fig. B.18 Determination shut-in pressure for HF100-IS-50 using Hayashi method

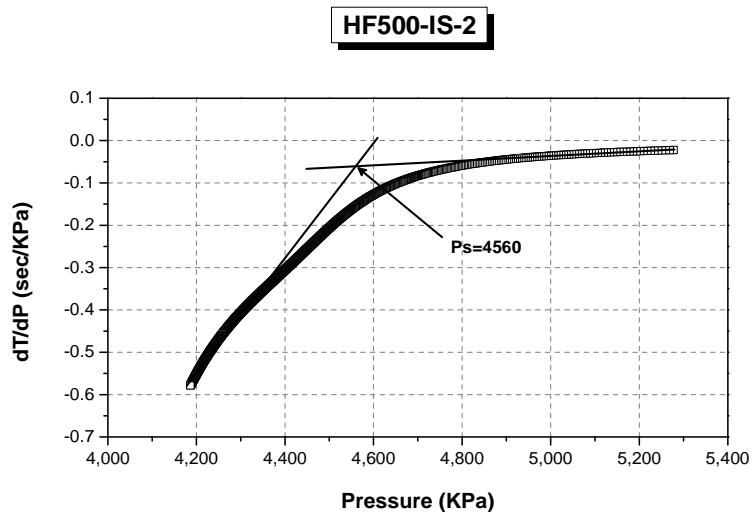


Fig. B.19 Determination shut-in pressure for HF500-IS-2 using Hayashi method

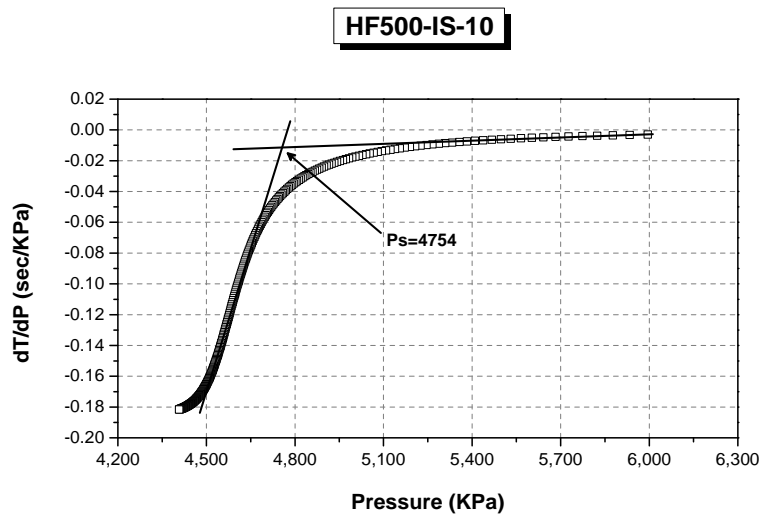


Fig. B.20 Determination shut-in pressure for HF500-IS-10 using Hayashi method

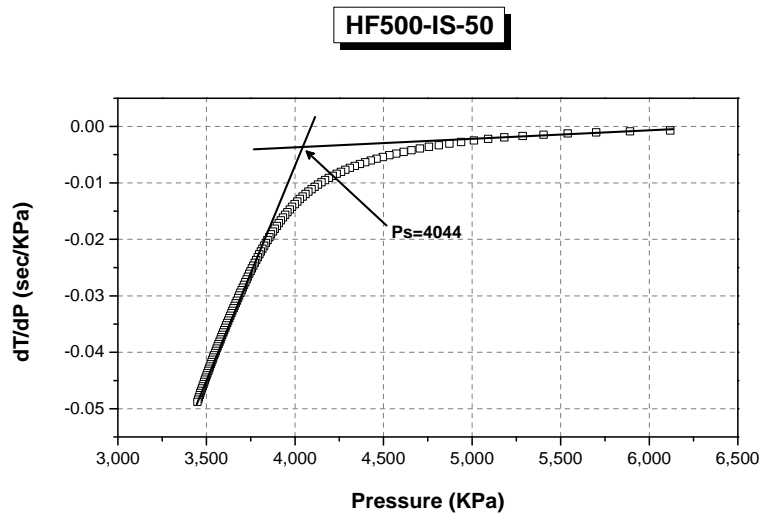


Fig. B.21 Determination shut-in pressure for HF500-IS-50 using Hayashi method

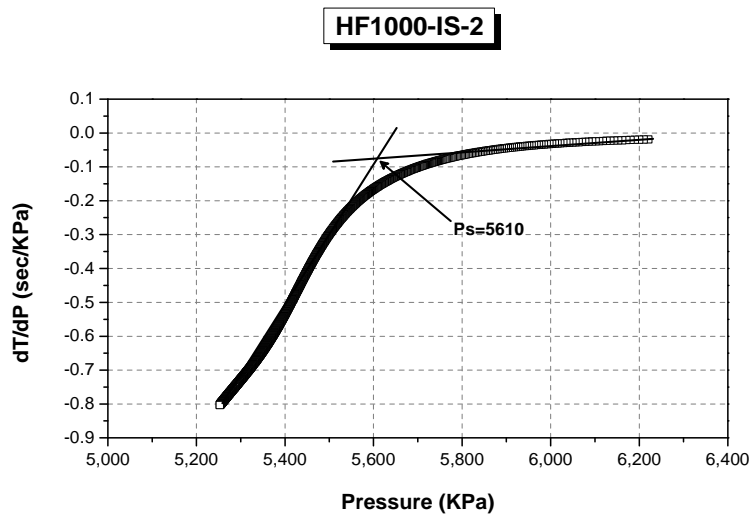


Fig. B.22 Determination shut-in pressure for HF1000-IS-2 using Hayashi method

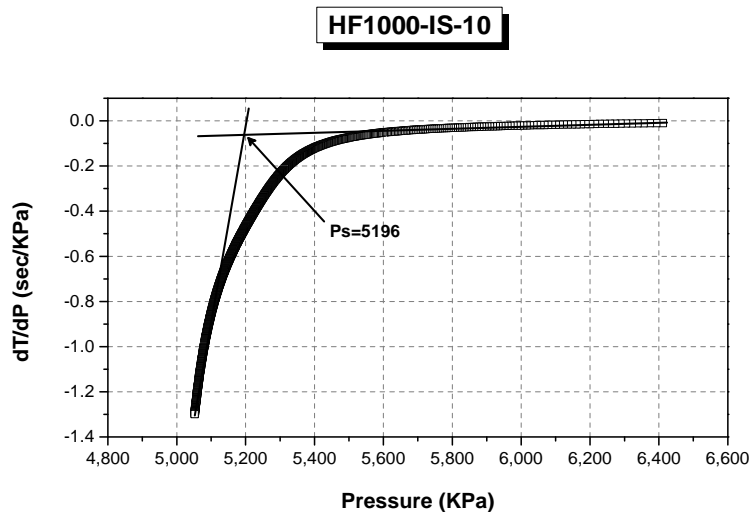


Fig. B.23 Determination shut-in pressure for HF1000-IS-10 using Hayashi method

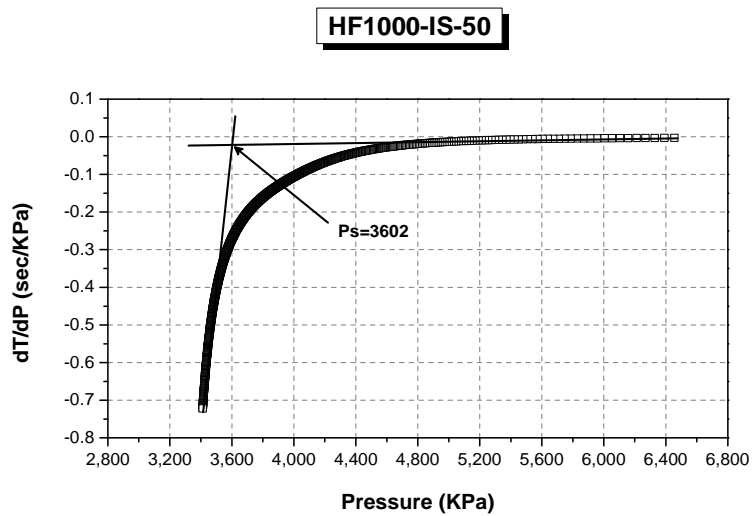


Fig. B.24 Determination shut-in pressure for HF1000-IS-50 using Hayashi method

Appendix C. EDS mapping for HFBT-IS-10

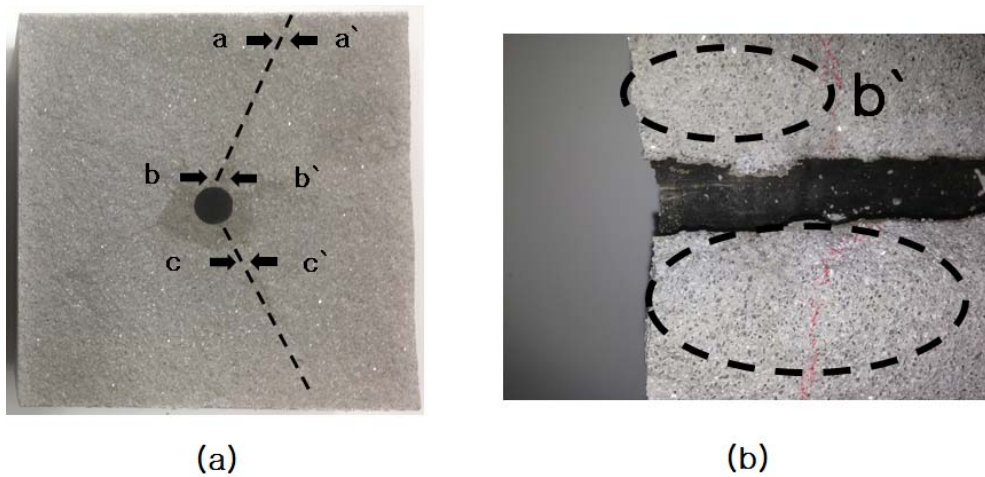


Fig C.1 Crack surface observation (a) made on the target point a, b, c. (b) crack area near point b'

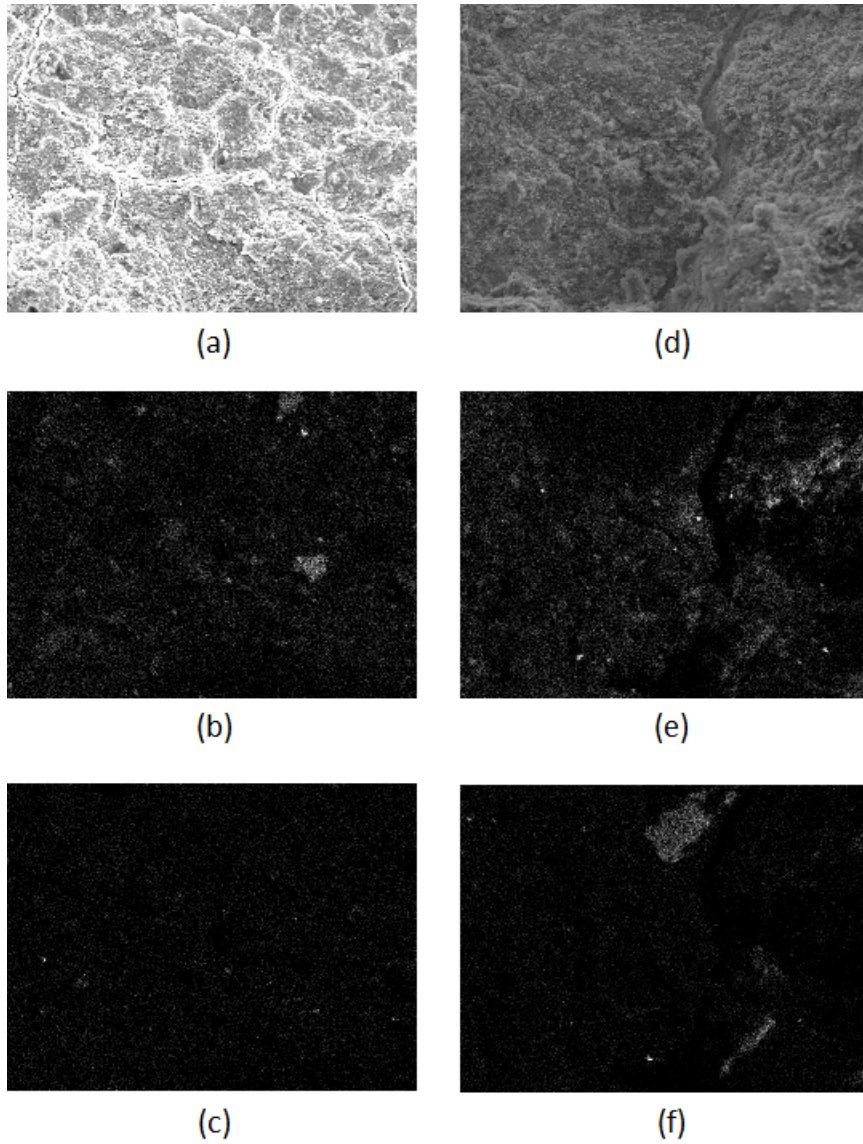


Fig. C.2 (a) $\times 300$ SEM, (b) EDS mapping of Si, (c) EDS mapping of Mg for cement mortar surface. And (d) $\times 300$ SEM, (e) EDS mapping of Si, (f) EDS mapping of Mg for b point of HFBT-IS-10

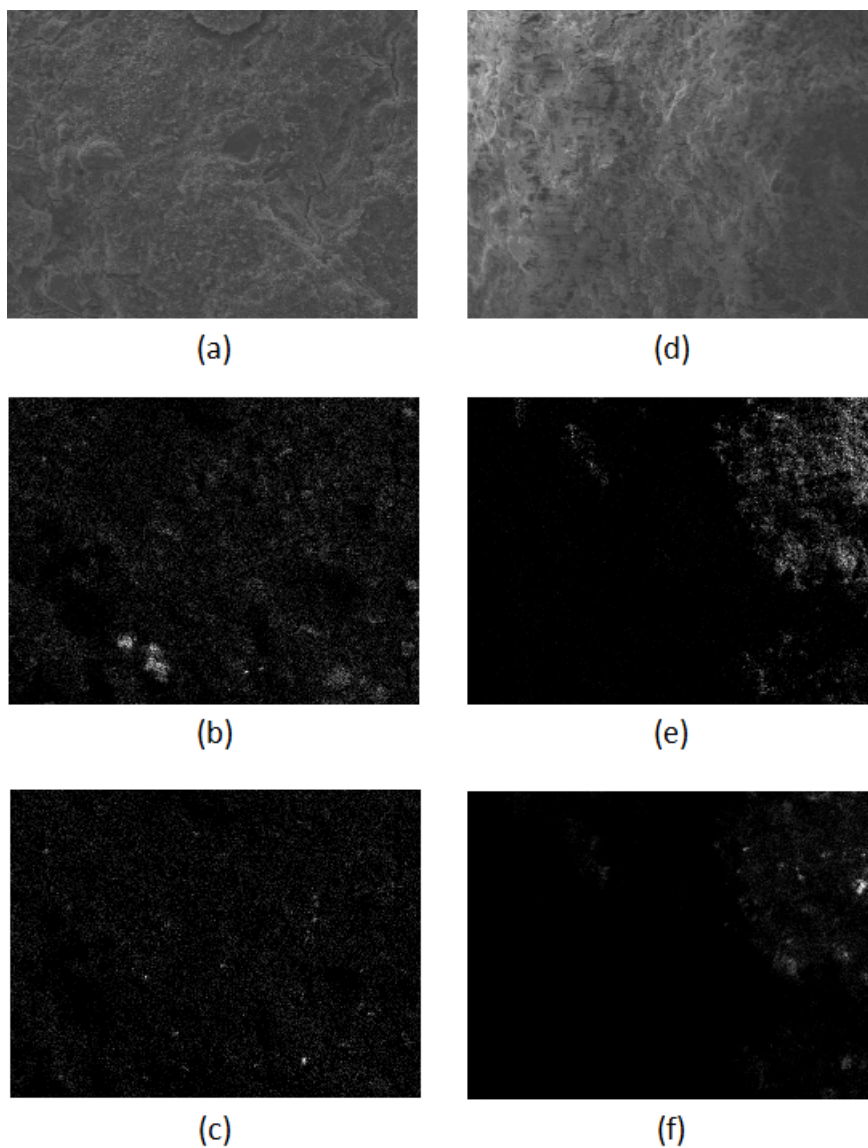


Fig. C.3 (a) $\times 300$ SEM, (b) EDS mapping of Si, (c) EDS mapping of Mg for c point of HFBT-IS-10. And (d) $\times 300$ SEM, (e) EDS mapping of Si , (f) EDS mapping of Mg for a point of HFBT-IS-10

Abstract

Experimental study on hydraulic fracturing using different injection fluids and rates

Chan Heo

Department of Energy Systems Engineering

The Graduate School

Seoul National University

In rock engineering, hydraulic fracturing is used to measure local in situ rock stress and stimulate rock mass for developing geothermal energy, non-conventional oil, shale gas and etc. Accurate evaluation of initial breakdown pressure, reopening pressure and shut-in pressure, which are obtained as results of hydraulic fracturing experiment, is important, because these are important data in rock stress measurement. And these data are also important in order to determine direction of fracture for stimulating rock mass. When hydraulic fracturing is conducted, a variety of injection fluids and injection rates are used, and these affect initial breakdown pressure, reopening pressure and shut-in pressure values. In addition, injection fluid viscosity and injection rate affect the cracking behavior that occurs during hydraulic fracturing as well.

In this study, a series of laboratory experiment on hydraulic fracturing using different injection fluid viscosities and injection rates were conducted in order to observe their effects on hydraulic fracturing behavior. To conduct laboratory experiment, a cement mortar specimen was used, since its strength and brittleness are similar with rock strength and brittleness. The experiments were conducted using 4 different injection fluid viscosities (1, 100, 500, 1000 cst) and 3 different injection rates (2, 10, 50 ml/min) respectively.

As fluid viscosity and injection rate increase, initial breakdown pressure also increases. It was considered that injection fluid infiltrates into specimen and reduces the effective stress. Reopening pressure had a proportional relationship with fluid viscosity, and the incline and decline slope of pressure had a proportional relationship with injection rate.

Shut-in pressure was determined to be independent of the injection rate and fluid viscosity, but the decline slope of shut-in pressure was proportional to the injection rate. It was considered that crack length is longer when faster injection rate was used.

By using the initial breakdown pressure and initiation pressure, hydraulic fracturing tensile strengths were determined and evaluated. Determined the tensile strengths, both using initial breakdown pressure and initiation pressure, were not related to fluid viscosity change. Determined value of tensile strength using initial breakdown pressure had greater scatter. On the while, the tensile strength determined using initiation pressure was relatively uniform.

Evaluation of the hydraulic fracturing crack was conducted through cumulative AE count, and also propagation type of crack was determined by using moment tensor analysis. As results of moment tensor analysis, shear crack was predominant in comparison with tensile strength.

Keyword : hydraulic fracturing, laboratory experiment, injection fluid viscosity, injection rate, moment tensor analysis, AE counts

Student ID: 2012-23289